

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE  
Faculté de génie  
Département de génie électrique et de génie informatique

Développement et validation  
expérimentale d'un système d'embrayages  
magnétorhéologiques pour le contrôle de  
robot à tendons

Mémoire de maîtrise  
Spécialité : génie électrique

Joël VIAU

Jury : François MICHAUD (directeur)  
Jean-Sébastien PLANTE (codirecteur)



# RÉSUMÉ

La grande majorité des robots actuels sont utilisés dans le domaine industriel. Ils doivent travailler à l'intérieur d'un environnement contrôlé afin de ne pas blesser les gens qui les entourent. Les robots industriels sont habituellement rigides et ne sont pas adaptés pour travailler dans des environnements non contrôlés. Afin de pallier à ce problème, une nouvelle branche de la robotique est en émergence. Qualifiée de robotique sécuritaire avec les humains, elle permet à des robots de travailler à proximité des humains et par le fait même, d'être utilisés dans plusieurs autres domaines dont l'environnement n'est pas contrôlé. L'utilisation d'actionneurs compliants est une approche utilisée pour la conception de robot souple. La majorité de ces types d'actionneurs possèdent une bande passante limitée en force ce qui est problématique pour plusieurs tâches nécessitant un contrôle à la fois précis en position et en force.

Ce projet de maîtrise traite de l'élaboration et du contrôle d'un nouveau concept d'actionneur à grande densité de force utilisant la technologie magnétorhéologique (MR), et ce, dans un embrayage combiné à l'enroulement de tendons. Les embrayages MR permettent d'avoir de larges bandes passantes en force, d'isoler l'inertie du moteur avec le joint externe, de distribuer la puissance d'une seule source d'énergie cinétique et possède une grande densité de force. En combinant les embrayages MR à l'enroulement de tendons, il est possible de repousser la masse du robot à sa base, ce qui réduit grandement l'inertie de la structure du système. En utilisant le fluide MR dans un embrayage, le contrôle du couple est plus simple à implémenter. Par exemple, il est possible d'effectuer des mouvements qui requièrent beaucoup de force dans un court intervalle de temps, tout en étant capable d'effectuer une tâche qui requiert une grande précision de mouvement. Cette combinaison, inexistante actuellement, pourrait mener à des changements importants dans le secteur de la robotique sécuritaire avec les humains et de la robotique mobile. En plus de combiner ces dernières technologies mécaniques, les techniques de contrôle doivent être adaptées afin d'exploiter le plein potentiel de ce type de système.

Dans ce mémoire, la conception et la réalisation de prototypes et de techniques de contrôle sont présentés. Pour valider les performances du nouveau type d'actionneur, les performances de bande passante en couple de l'embrayage MR et en force en ajoutant le système de transmission par câble sont illustrées et discutées. Par la suite, un prototype complet utilisant quatre embrayages MR est présenté et caractérisé au niveau de la bande passante en force et en position. En plus de l'aspect mécanique, une technique de contrôle adaptée au nouveau système d'actionnement est présentée. Pour valider et développer l'algorithme de contrôle en position, un prototype utilisant des moteurs électriques est développé. La capacité à s'adapter au changement de configuration du système d'actionneur est illustrée et discutée. Les algorithmes de contrôle sont ensuite validés sur le prototype utilisant les embrayages MR.

**Mots-clés :** contrôleur de système redondant, actionneur compliant, grande densité de force, interaction humain-robot, embrayage magnétorhéologique





# REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je voudrais remercier mes directeurs de maîtrise, les professeurs François Michaud et Jean-Sébastien Plante, qui m'ont introduit au monde de la recherche. Leur expérience, conjugée à leurs précieux conseils et contacts internationaux, m'a permis d'approfondir mes connaissances tant personnelles que professionnelles. Je tiens aussi à offrir mes sincères remerciements à Shingo Shimoda avec qui j'ai eu la chance de travailler au Japon, tout en découvrant une culture attachante.

Finalement, je remercie également toutes les personnes qui ont contribué au succès de ce projet ainsi que les autres membres du groupe de recherche IntRoLab et CAMUS.



# TABLE DES MATIÈRES

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION</b>	<b>1</b>
1.1	Problématique . . . . .	3
<b>2</b>	<b>ACTIONNEURS COMPLIANTS</b>	<b>7</b>
2.1	Embrayage magnétorhéologique . . . . .	7
2.2	Tendons . . . . .	10
2.3	Contrôle . . . . .	12
<b>3</b>	<b>MÉTHODES DE CONTRÔLE ET ACTIONNEUR MAGNÉTORHÉOLOGIQUE AVEC TRANSMISSION PAR TENDONS</b>	<b>15</b>
3.1	Abstract . . . . .	17
3.2	Introduction . . . . .	17
3.3	MR-TDM PROTOTYPE . . . . .	19
3.4	OPEN-LOOP PERFORMANCE . . . . .	20
3.4.1	Natural Frequency of TDM . . . . .	22
3.4.2	Dynamic Response of MR Clutches Used in a TDM . . . . .	23
3.5	CLOSED-LOOP PERFORMANCE . . . . .	26
3.5.1	Force Fidelity . . . . .	27
3.5.2	Impulse Response . . . . .	31
3.5.3	Motion Control . . . . .	33
3.6	DISCUSSION . . . . .	36
3.7	CONCLUSION . . . . .	37
<b>4</b>	<b>CONTRÔLE DE ROBOTS MANIPULATEURS À TENDONS COMBINANT UNE PROJECTION À UN CONTRÔLEUR PID</b>	<b>39</b>
4.1	Abstract . . . . .	41
4.2	Introduction . . . . .	41
4.3	TDM MOTION CONTROL . . . . .	43
4.4	PROJECTED PID CONTROLLER . . . . .	45
4.5	PROTOTYPES AND EXPERIMENTS . . . . .	47
4.5.1	Magneto-Rheological Clutch Prototype . . . . .	48
4.5.2	Direct-Drive Electric Motor Prototype . . . . .	50
4.6	CONCLUSION . . . . .	53
<b>5</b>	<b>CONCLUSION</b>	<b>57</b>
	<b>LISTE DES RÉFÉRENCES</b>	<b>59</b>



# LISTE DES FIGURES

2.1	Mode d'opération des applications utilisant le fluide magnétorhéologique [24] Partie a : Contrôle de l'écoulement, Partie b : Contrôle de la force de friction. . . . .	7
2.2	Comportement du fluide magnétorhéologique lors de l'application d'un champ magnétique [17]. . . . .	8
2.3	Frein magnétorhéologique à tambour [14]. . . . .	9
2.4	Comparaison d'un modèle d'hystérésis d'un frein MR à des données expérimentales [5]. . . . .	10
2.5	Configuration mécanique d'un bras manipulateur utilisant des actionneurs à chaque joint [33]. . . . .	11
2.6	Application du principe de tendon antagoniste à un seul joint [45]. . . . .	12
2.7	Représentation du contrôle complet d'un robot musculosquelettique [21]. . .	13
3.1	Kinematic drawing of a multi-DOF TDM actuated by MR clutches in slippage.	20
3.2	The 2-DOF MR-TDM prototype : a) 3D model view of the MR clutches and cable attachments (front MR clutch has been removed for better view of the drive system); b) photograph of the actual prototype. . . . .	21
3.3	Cross-section view of a MR clutch used in the 2-DOF MR-TDM prototype. .	21
3.4	Model of one cable attachment of a TDM actuator. . . . .	22
3.5	Experimental setups used to characterize a) the torque-to-current relation and torque bandwidth of MR clutches, and b) the open-loop dynamic response of MR clutches with cable transmission. . . . .	24
3.6	Torque transmitted by an MR clutch in relation to the applied current. Input member of the clutch is driven at 450 RPM. . . . .	25
3.7	MR clutch torque bandwidth in response to chirp function having an amplitude of 2.815 A and frequency ranging from 2.5 to 35 Hz. Input member of the clutch is driven at 150 RPM, 350 RPM, and 450 RPM. . . . .	25
3.8	Viscous torque transmitted by an MR clutch in terms of input velocity. . . .	27
3.9	Force bandwidth of an MR clutch with a cable transmission in response to chirp function having an amplitude of 2.815 A and frequency ranging from 2.5 to 35 Hz. Input member of the clutch is driven at 150 RPM, 350 RPM, and 450 RPM. . . . .	28
3.10	End-effector force bandwidth in response to a chirp function having an amplitude of 28 N and frequency ranging from 0.1 to 20 Hz, driven at 750 RPM.	30
3.11	High precision and high bandwidth force control experiment. . . . .	31
3.12	Jumping test to experiment high impulse response of the MR-TDM. The bottom of the picture represents the start position. The top of the picture is the highest position reached during the jump sequence, and the measured height is 0.76 m. . . . .	32
3.13	MR-TDM joint position step response at 1050 RPM with an amplitude of 28.6°. . . . .	35

3.14	Joint position during trajectory tracking using the MR-TDM. . . . .	35
4.1	4-DOF tendon-driven manipulator actuated by MR clutches in slippage. . .	42
4.2	Kinematic drawing of a multi-DOF TDM actuated by magneto-rheological clutches. . . . .	43
4.3	Projection of the joint position on the POQ plan formed by the pulley-joint-cable attachments. . . . .	46
4.4	Schematic of the two states of the Projected PID controller. . . . .	46
4.5	Block diagram of the Projected PID controller. . . . .	48
4.6	2-DOF prototype of a TDM actuated by magneto-rheological clutches : a) CAD view of the MR clutches and cable attachments (front MR clutch has been removed for better view of the drive system) ; b) prototype. . . . .	49
4.7	Torque transmitted by a MR clutch maintained in slippage in terms of applied current. . . . .	49
4.8	Trajectory tracking of the 2-DOF TDM actuated wit MR clutches. . . . .	50
4.9	Prototype of a 2-DOF TDM actuated with redundant direct-drive electric motors. . . . .	51
4.10	Top view of actuator configurations A ( $N + 1$ ), B ( $2N$ ), C ( $2N + 2$ ), D ( $2N + 2$ ), E ( $2N + 2 - 1$ ), F ( $2N + 2 - 2$ ). Circled actuators represent actuators that are not at the location indicated in the baseline configuration. Actuator failures are represented by X. . . . .	52
4.11	Trajectory tracking of configurations C and D. . . . .	52
4.12	Estimated cable tension ( $F_t$ ) from motor current readings in each cable during trajectory tracking (Configuration C). . . . .	54

# LISTE DES TABLEAUX

3.1	MR Clutch Performance and General Physical Parameters . . . . .	20
3.2	Mass and Natural Frequency of Electromagnetic TDM vs MR-TDM . . . . .	23
4.1	Mean and Maximum Position Tracking Error of All Configurations . . . . .	53





# LEXIQUE

La définition des termes est fortement inspirée du Grand dictionnaire terminologique de l'Office de la langue française du Québec.

**Actionneur :** Dispositif qui permet de mouvoir la structure d'un robot par l'application de sa force motrice.

**Environnement non contrôlé :** Environnement dynamique où il est impossible de prévoir ce qui peut s'y produire.

**Compliance mécanique :** L'inverse de la raideur mécanique qui correspond à la pente de la relation entre la variation de force par rapport à la déflexion. Pour une tâche donnée en robotique, la compliance mécanique exprime la capacité du système composant un robot à s'adapter aux force extérieures qui lui sont appliquées.

**Tendon :** Cordage fibreux résistant, fixé à une partie structurelle (squelette) offrant une prise aux muscles.

**Robot musculosquelettique :** Robot dont la conception s'inspire de celle des animaux et est composée d'un système de muscles ainsi que d'une structure osseuse.



# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION

Jusqu'à tout récemment, la majorité des robots étaient utilisés dans des environnements contrôlés, où l'humain n'avait pas accès à l'espace de travail. En effet, il en était ainsi pour éviter les dangers de blessure engendrés par une collision entre le robot et l'humain. La vision derrière la conception de ces robots rigides repose surtout sur l'efficacité de ceux-ci à effectuer une tâche bien spécifique à l'intérieur d'un environnement contrôlé. Pour répondre à ces critères, les robots sont fabriqués à l'aide de matériaux rigides couplés à des moteurs à transmission directe. Ce type de conception, dite rigide, n'est pas adapté pour fabriquer des robots travaillant dans des environnements non contrôlés. Ainsi, pour pallier cette lacune, la nouvelle orientation derrière la conception des robots, conception sécuritaire avec les humains, permet à ceux-ci d'être utilisés dans plusieurs secteurs de la robotique dont l'environnement n'est pas contrôlé et dans lequel il est maintenant possible pour les robots de côtoyer des humains [62].

Il y a plusieurs avantages à utiliser un robot sécuritaire pour les humains. Premièrement, le robot peut alors être sorti de la cage dans laquelle il se trouve habituellement. Dans le cas d'une usine, cette relocalisation du robot permet d'augmenter la flexibilité dans les chaînes de montage par la possibilité de coopération entre les humains et les robots. Les robots ne possèdent pas encore toutes les capacités nécessaires pour remplacer entièrement les humains dans les usines. De par ce fait, une coopération entre humain-robot peut s'avérer très avantageuse. D'un côté, les humains possèdent une multitude de capteurs qu'ils sont en mesure d'interpréter intelligemment. Par contre, ils se fatiguent facilement, n'ont pas une bonne précision de mouvement et peuvent se blesser lorsqu'ils effectuent des mouvements répétitifs. À l'opposé, les robots ne sont pas en mesure de traiter adéquatement toutes les données provenant de leurs capteurs. Par contre, ils sont très précis dans leur mouvement et peuvent travailler indéfiniment [8]. En utilisant des robots plus sécuritaires, il est possible de laisser les employés coopérer avec ceux-ci et ainsi combiner leurs avantages respectifs. Il est donc envisageable pour une usine d'ajouter un robot sans nécessairement devoir reconfigurer toute la disposition des chaînes de montage. Deuxièmement, grâce aux robots sécuritaires, il est possible de réduire le temps de programmation de ceux-ci. En effet, au lieu de passer plusieurs heures devant un ordinateur pour programmer les opérations qu'un robot devra effectuer, il est possible de

programmer automatiquement le robot en guidant directement ses membres [41]. Ainsi, un humain sans expérience en programmation robotique peut tout de même montrer au robot comment accomplir une tâche par le simple fait de le manipuler. Le délai de mise en service du robot est alors grandement réduit puisque celui-ci entre rapidement en marche.

La robotique sécuritaire pour les humains ne se retrouve pas seulement dans le domaine industriel. Elle est aussi intéressante pour le créneau de la réadaptation des êtres humains afin de traiter les problèmes liés aux mouvements des muscles et des articulations apparues après un accident cérébrovasculaire. En utilisant des techniques de réadaptation adéquate et en effectuant régulièrement des mouvements de réadaptation répétitifs de grande intensité, les personnes incommodées par ces types de troubles peuvent améliorer leur capacité de mouvement [40]. Par exemple, une personne ayant des exercices de réadaptation à effectuer quotidiennement pour sa rééducation de mouvements peut effectuer le tout à la maison grâce à un robot sécuritaire. Un exosquelette permet d'entraîner des patients à marcher lorsque ceux-ci résident loin et ne peuvent se rendre à une clinique pour recevoir l'aide d'un physiothérapeute [57]. Dans le cadre de ce type d'application avec des humains, plusieurs spécifications doivent être respectées lors de la conception du robot, soit une mécanique simple, non encombrante, légère et puissante [9].

Un autre secteur de la robotique qui peut aussi tirer un grand avantage des robots sécuritaires est la robotique mobile, plus spécifiquement, celui des robots marcheurs. Plusieurs principes existent pour donner la mobilité aux robots. Les systèmes à roue et à chenille comptent parmi les plus répandus et les plus simples à concevoir. Chacun de ces systèmes comporte des avantages et des inconvénients particuliers. Les robots employant des roues pour se déplacer peuvent supporter une grande charge. Par contre, ils doivent être utilisés sur des surfaces relativement planes. Pour ce qui est des robots à chenilles, ils sont mieux adaptés pour des terrains légèrement accidentés, mais nécessitent une méthode de contrôle plus complexe pour s'orienter à l'aide des principes de l'odométrie. Ces deux systèmes de locomotion sont surtout adaptés pour permettre à des robots de se déplacer sur des surfaces légèrement accidentées. Pour qu'un robot puisse être utilisé dans des environnements où la surface est grandement accidentée, un autre type de locomotion est nécessaire. L'utilisation de robots marcheurs est plus adéquate pour ce type de situation et s'adapte mieux aux environnements non contrôlés [11]. Possédant la capacité de se déplacer sur des surfaces grandement accidentées, les robots marcheurs peuvent accomplir plusieurs tâches intéressantes dans des endroits hostiles aux humains. Par exemple, il est possible d'utiliser ces robots pour l'exploration planétaire [26], ainsi que dans des opérations de sauvetage lors de catastrophes naturelles. Les robots à pattes possèdent

aussi certaines problématiques pouvant être résolues par la robotique sécuritaire. Une grande force est engendrée lorsque les pattes du robot entrent en contact avec le sol et cette force s'amplifie avec la vitesse de déplacement [6]. En utilisant des actionneurs compliants, cette force est réduite et permet une meilleure stabilité dans les environnements non contrôlés [42].

## 1.1 Problématique

Un robot est composé d'un ensemble de sous-systèmes impliquant de la mécanique, de l'électronique et de l'informatique. Les principes de chacune de ces sphères de compétence doivent être bien agencés afin de créer un robot qui peut accomplir des tâches complexes comme celles effectuées par les humains. Lorsque des robots travaillent dans un environnement non contrôlé, ceux-ci doivent être en mesure d'opérer de façon sécuritaire conjointement à des humains. À la fois souple et sécuritaire, le robot doit aussi être puissant et polyvalent afin de pouvoir accomplir diverses tâches [7]. En plus de ces critères de performance, l'inertie des parties mobiles et la vitesse maximale d'opération doivent être considérées lors de la conception du robot, particulièrement lorsqu'il doit interagir directement avec des humains. Ainsi pour obtenir une faible inertie, la masse des parties mobiles et l'inertie induite par les actionneurs doivent être les plus petites possible [19].

Jusqu'à maintenant, il existe deux approches différentes qui se conforment aux caractéristiques de la robotique souple : le contrôle en couple d'un robot léger et l'utilisation d'actionneurs compliants [3].

En premier lieu, la méthode bien établie du contrôle en couple de robots possédant une faible inertie propose l'utilisation d'actionneurs rigides plus conventionnels ainsi que l'ajout de plusieurs capteurs de force et de position. Afin de rendre le robot souple malgré l'utilisation de pièces rigides, le système de contrôle simule un comportement « masse ressort amortisseur » à l'aide des capteurs et des actionneurs à sa disposition [4]. Cette approche n'est toutefois pas parfaite. Effectivement, le système de contrôle pourrait ne pas détecter assez rapidement une collision et, par le fait même, engendrer une grande force d'impact avec son environnement. Ce problème survient car un délai est présent dans la boucle de contrôle ou dans la transmission des données. Ce type de situation ne doit absolument pas se produire, car la collision engendrée pourrait survenir avec un humain. Dans ce cas, non seulement les délais dans le système de contrôle sont problématiques avec la méthode du contrôle en couple de robots légers, mais en plus les capteurs utilisés doivent être parfaitement calibrés afin de détecter le plus rapidement possible les



forces extérieures. En effet, comme ceux-ci permettent de percevoir l'environnement qui entoure le robot, il est obligatoire que la multitude de capteurs utilisés procurent toujours une mesure précise et redondante au contrôleur afin qu'il puisse prendre les bonnes décisions. Cette configuration de plusieurs capteurs vient nécessairement avec un coût de production élevé. Un dernier désavantage de cette approche se produit lorsque le robot subit un choc avec son environnement. Lors de l'impact, une grande force est exercée directement sur les actionneurs qui peuvent ainsi briser. Il n'existe aucun autre moyen que le contrôleur lui-même pour protéger le robot de l'environnement. Cette approche de la robotique sécuritaire, soit l'utilisation de méthode de contrôle en couple d'un robot léger, possède toutefois un grand potentiel de réussite. Le robot LWR-III développé à l'Institute of Robotics and Mechatronics au German Aerospace Center (DLR) utilise cette méthode. Le robot est même déjà employé dans plusieurs domaines [4].

La seconde approche pour satisfaire les caractéristiques de la robotique sécuritaire est l'utilisation d'actionneurs compliants. Ce type d'actionneur a la capacité de s'adapter aux forces qui lui sont appliquées. Ainsi, lors d'une collision entre le robot et son environnement, l'énergie engendrée par la force d'impact est emmagasinée ou dissipée par l'actionneur. Les engrenages et le moteur sont donc protégés des perturbations extérieures appliquées sur le robot. Afin d'obtenir ces caractéristiques propres aux actionneurs compliants, plusieurs utilisent une combinaison de ressorts et de capteurs de force. Par contre, l'ajout de ressorts diminue les performances au niveau de la bande passante et de la précision [3, 63]. Il existe toutefois d'autres façons de créer des actionneurs compliants. L'utilisation de deux actionneurs à impédance variable agissant de façon antagoniste se révèle un principe de conception offrant de bonnes performances [14]. Toutefois, les performances ne sont pas comparables aux capacités des actionneurs à entraînement direct de robot rigide.

De multiples activités de recherche de plus en plus fréquentes sont effectuées dans le domaine des actionneurs compliants et des systèmes de transmission par tendon. Une portion des travaux portent sur les systèmes utilisant le fluide magnétorhéologiques (MR). Les actionneurs MR possèdent des caractéristiques intéressantes tant au niveau de la compliance avec une large bande passante en couple que de la grande densité de force. Les systèmes à câble sont utilisés pour réduire l'inertie des parties mobiles, qui est une caractéristique nécessaire pour les robots sécuritaires. Par contre, certains défis sont rencontrés au niveau des embrayages MR pour le contrôle précis du couple sans l'utilisation de capteurs, notamment la non-linéarité engendrée par le phénomène d'hystérésis perçu dans la relation entre le couple et le courant injecté dans la bobine. Néanmoins, certaines ap-

proches proposent des solutions à ces problèmes. Par exemple, il est courant d'utiliser un contrôle antagoniste pour des systèmes à tendons qui pourrait aussi s'avérer avantageux pour contrer les effets de non-linéarité engendré par les embrayages MR. Par contre, lorsque le nombre de tendons augmente pour un seul degré de liberté, les méthodes de contrôle sont plus complexes et spécifiques à chaque système.

Dans les chapitres suivants, il est démontré qu'il est possible de contrôler chacun des actionneurs de façon indépendantes à l'aide du modèle cinétique et d'un système simple à tendon en utilisant un système agoniste/antagoniste de tendon. Les robots musculosquelettiques se rapprochent du type de configuration utilisé dans le projet de maîtrise. La plus grande différence provient de la source de force pour enrouler les tendons. Dans la plupart des systèmes déjà existants, un moteur électrique à courant continu est couplé à un système d'engrenages pour ensuite enrouler le tendon. Un capteur de position est utilisé pour compter le nombre de tours d'enroulement du tendon sur la poulie et, par le fait même, en déduire sa longueur. La configuration proposée dans le projet de maîtrise utilise l'embrayage MR actionné par un moteur électrique comme source de force pour enrouler le tendon. De plus, l'encodeur est repositionné au niveau du joint. Comme les systèmes se ressemblent grandement, il est possible de comparer les techniques utilisées dans le domaine des robots musculosquelettiques pour contrôler le système d'actionneurs à tendons. Par contre, il est évident que tout n'est pas identique et qu'il y a plusieurs modifications à entreprendre pour adapter ce type de contrôleur sur le système développé dans le projet de recherche. Ainsi, un chapitre de ce mémoire est consacré à la méthode de contrôle en position développée. **Il n'existe actuellement aucun moyen pour contrôler un système à tendons complexe utilisant la technologie MR couplé au tendon pour concevoir les muscles artificiels. Le projet de recherche apporte une solution pour le contrôle de système utilisant des actionneurs composés d'embrayage MR pour enrouler des tendons.**

En résumé, le projet de maîtrise traite du contrôle et du développement d'un nouveau système d'actionneurs compliants à grande densité de force permettant au robot d'interagir au sein de son environnement. Le chapitre 1 dresse un portrait du besoin pour ce type de système d'actionneurs et explique la solution développée. Le chapitre 2 présente une revue des travaux de recherche existants au sujet des actionneurs compliants, et plus particulièrement les embrayages MR, les systèmes à tendons ainsi que les méthodes de contrôle de robot musculosquelettique. Au chapitre 3, le principe de manipulateur à tendons MR est expliqué et caractérisé expérimentalement. Le chapitre 4 présente la méthode de contrôle en position ainsi que les performances obtenues à l'aide du prototype

MR et d'un prototype à actionnement redondant. Le dernier chapitre effectue un retour sur les résultats et discute des possibilités de travaux futurs.



# CHAPITRE 2

## ACTIONNEURS COMPLIANTS

Puisque le projet de recherche implique une combinaison de différentes technologies mécaniques en plus des méthodes de contrôle spécifiques au système d'actuation, plusieurs aspects différents sont à explorer. Ainsi, dans les sections suivantes, les recherches bibliographiques en lien avec les embrayages MR, les systèmes d'enroulement de tendons et les méthodes de contrôles sont résumées.

### 2.1 Embrayage magnétorhéologique

Les fluides MR sont composés principalement de trois substances. La première, qui se retrouve en plus grande quantité, est le fluide de base qui permet de contenir et de transporter les particules en plus de lubrifier le mécanisme. Ensuite s'ajoutent les particules polarisables qui possèdent une haute limite de saturation magnétique. Finalement, la troisième partie constitue un mélange d'agents stabilisateurs qui permet de ralentir la vitesse à laquelle les particules polarisables se sédimentent lorsque le système n'est pas en fonction [2]. En utilisant la combinaison de ces trois substances, il est possible de créer plusieurs types d'applications qui se basent sur des modes d'opération bien précis. Parmi ceux-ci, on retrouve le mode de contrôle de l'écoulement et celui du cisaillement. La figure 2.1 illustre le principe de fonctionnement de ces deux modes.

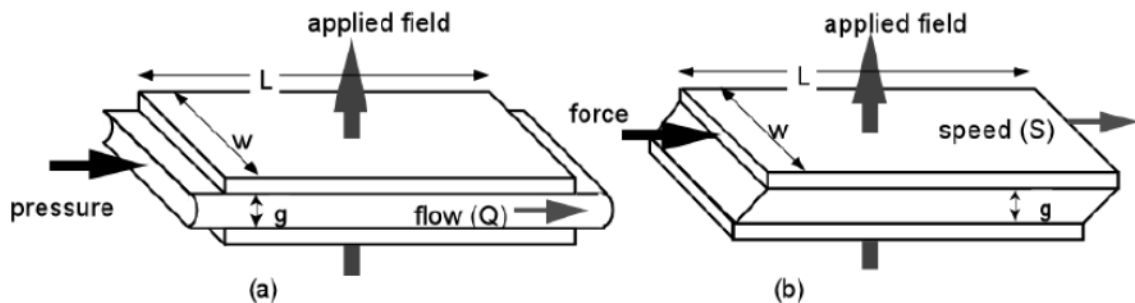


Figure 2.1 Mode d'opération des applications utilisant le fluide magnétorhéologique [24] Partie a : Contrôle de l'écoulement, Partie b : Contrôle de la force de friction.

Le mode de contrôle de l'écoulement est démontré sur la partie a de la figure 2.1. Ce type de configuration est grandement utilisé pour fabriquer des amortisseurs possédant la ca-

pacité de varier la constante d'amortissement. Pour ce faire, la vitesse d'écoulement du fluide est contrôlée à l'aide du champ magnétique appliqué. Lorsqu'un champ magnétique est appliqué, les particules polarisables s'alignent selon le champ et restreignent l'écoulement du fluide. La partie b de la figure 2.1 illustre le principe employé pour la fabrication des embrayages de l'actionneur. Dans ce type de configuration, c'est la force de friction entre les deux plaques qui est contrôlée à l'aide du champ magnétique. Plus le champ magnétique est grand, plus la force de friction entre les plaques est élevée. Le fluide MR se comporte comme un fluide de Bingham dont la contrainte d'écoulement est variable selon l'intensité du champ magnétique appliqué [24]. Le graphique de la figure 2.2 permet de visualiser l'effet du champ magnétique  $B_i$  sur la contrainte de cisaillement. Lorsque le champ magnétique augmente, la contrainte de cisaillement s'amplifie.

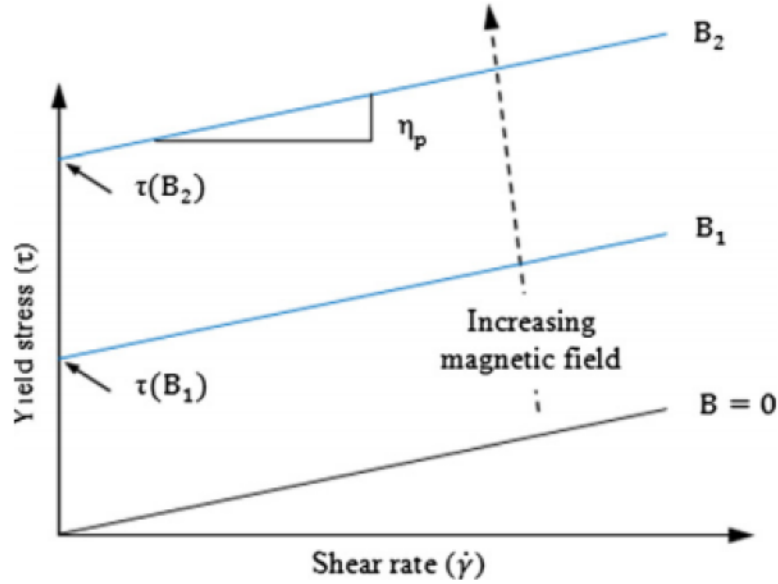


Figure 2.2 Comportement du fluide magnérorhéologique lors de l'application d'un champ magnétique [17].

La formule 2.1 valide seulement lorsque  $\dot{\gamma} > 0$  décrit la contrainte de cisaillement comportant deux parties distinctes. La première partie est constituée de la contrainte d'écoulement  $T_0$  (Pa) reliée au champ magnétique. La deuxième partie est composée de la contrainte reliée à la viscosité  $\mu$  (Pa·s) du fluide et du taux de cisaillement  $\dot{\gamma}$  (1/s).

$$\frac{F}{A} = T = T_0(B) + \mu \dot{\gamma} \quad (2.1)$$

Il est à noter que la deuxième section de l'équation, qui est constituée de la viscosité multipliée par le taux de cisaillement, pourrait poser problème lors du contrôle de l'actionneur. En effet, un couple constant est généré par la contrainte d'écoulement du fluide lorsque le moteur est en rotation à une vitesse donnée. Par contre, tout en étant problématique pour l'application, ce couple pourrait aussi engendrer un effet bénéfique au système. Il permettrait de toujours garder une tension dans les tendons.

Les embrayages MR exploitent les propriétés bien spécifiques du fluide MR pour contrôler la transmission de couple. Afin d'exploiter le fluide, un embrayage utilise principalement une bobine de fils, un bâti ferromagnétique et un ensemble de rotors et de stators. Il existe deux configurations possibles pour agencer les stators avec les rotors : à disques ou à tambour. Le schéma de la figure 2.3 permet de mieux comprendre l'agencement à tambour d'un frein MR.

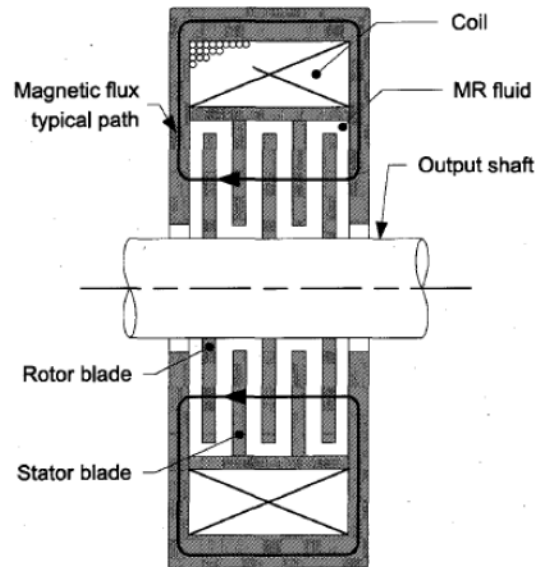


Figure 2.3 Frein magnétorhéologique à tambour [14].

Cette combinaison d'éléments permet d'obtenir un embrayage contrôlable en force comportant peu d'usure mécanique, et ce, à un faible coût. Par contre, ce type d'embrayage possède aussi certains désavantages lorsque le couple de sortie doit être contrôlé précisément. Parmi ceux-ci, on retrouve une hystérésis et une non-linéarité dans la relation entre le courant appliqué à la bobine et le couple produit [32]. Le phénomène d'hystérésis est causé par la rémanence magnétique des matériaux ferromagnétiques. Cette hystérésis est visible au niveau de la relation du couple en fonction du courant pour un frein MR. Le graphique de la figure 2.4 démontre que le couple produit à un courant donné est supérieur lorsque le frein a déjà été magnétisé. Lorsque l'actionneur est contrôlé en

boucle ouverte, l'hystérésis doit être prise en compte si un contrôle précis du couple est nécessaire.

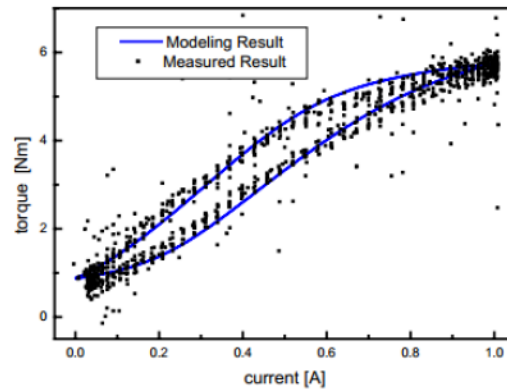


Figure 2.4 Comparaison d'un modèle d'hystérésis d'un frein MR à des données expérimentales [5].

Il existe quelques solutions dans la littérature pour pallier à ce problème. Une technique possible est d'utiliser un capteur pour mesurer directement le champ magnétique qui passe dans le fluide et de trouver la relation qui le relie au couple [13]. Le désavantage de cette technique est qu'il nécessite l'ajout d'un capteur pour être en mesure de contrôler le frein. D'autres techniques consistent à créer un modèle de l'embrayage MR en tenant compte de la rémanence magnétique. Une première alternative propose d'utiliser un modèle à quatre paramètres qui relie le courant dans les bobines au couple de sortie du frein. À l'aide de ce modèle, il est possible de trouver quatre paramètres du modèle qui permettent de caractériser le phénomène d'hystérésis [31]. Une deuxième alternative pour bien contrôler le couple d'un frein MR malgré le problème d'hystérésis est l'utilisation d'un réseau de neurones à propagation avant utilisant la rétropropagation de l'erreur pour évaluer les paramètres d'un système utilisant un frein MR [43]. Dans cet article, le frein n'est pas directement modélisé ; c'est plutôt le système entier utilisant le frein qui l'est. À l'aide de cette technique, il est possible de contrôler précisément la force à l'aide du réseau de neurones qui estime les paramètres du système.

## 2.2 Tendons

L'utilisation de tendons pour le développement de robot apporte plusieurs avantages selon la tâche demandée. La réduction de la masse de la partie mobile d'un bras robotisé compte parmi les plus intéressants. Lorsqu'un bras manipulateur utilise des actionneurs au niveau de chaque joint, les actionneurs précédents doivent être surdimensionnés afin



de supporter les actionneurs qui suivent. La figure 2.5 permet de mieux visualiser cette problématique.

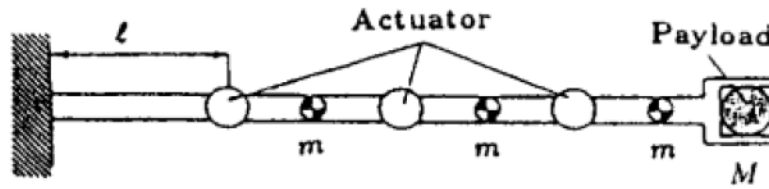


Figure 2.5 Configuration mécanique d'un bras manipulateur utilisant des actionneurs à chaque joint [33].

La formule 2.2 permet de calculer le couple fourni par chacun des actionneurs lorsque le manipulateur est en position statique à l'horizontale. Le manipulateur est composé d'une combinaison de joints et d'actionneurs de longueur  $l$  (m), de masse  $m$  (kg) et supporte une masse  $M$  (kg) au bout du robot.

$$T_i = (n + 1 - i)Mgl + \frac{1}{2}(n + i - 1)^2 mgl \quad (2.2)$$

Cette formule révèle que les actionneurs les plus près de la base doivent être plus puissants afin de supporter le poids des autres actionneurs [33]. Lorsqu'un manipulateur utilise des tendons pour transférer la puissance, les actionneurs peuvent être repoussés au niveau de la base du robot. Il est donc possible d'utiliser des actionneurs moins puissants, car avec cette configuration les joints les plus près de la base n'ont pas à supporter le poids des joints suivants.

Les systèmes à tendons nécessitent des méthodes de contrôle bien particulières, car il est seulement possible d'exercer une force de traction avec ceux-ci. Même avec cette contrainte, il existe plusieurs façons de contrôler des systèmes à tendons. La méthode des tendons antagonistes qui se retrouve même chez l'humain est très efficace et facile à mettre en place. Cette technique est à la base de plusieurs autres méthodes de contrôle de robot à tendons. Le schéma 2.6 permet d'illustrer ce principe.

Afin de bouger un seul joint, deux moteurs positionnés de façon antagoniste sont nécessaires. Chacun des moteurs peut prendre deux types de mode selon la direction du mouvement : tireur ou suiveur [45]. Lorsqu'un moteur est en mode tireur, il est actionné pour enrouler le tendon. Le joint se déplace donc vers ce moteur. Durant ce même mouvement, le moteur antagoniste agit en mode suiveur. Il permet de toujours garder une tension dans le tendon. Ce principe simple peut être utilisé pour démontrer la faisabilité du système à un degré de liberté.

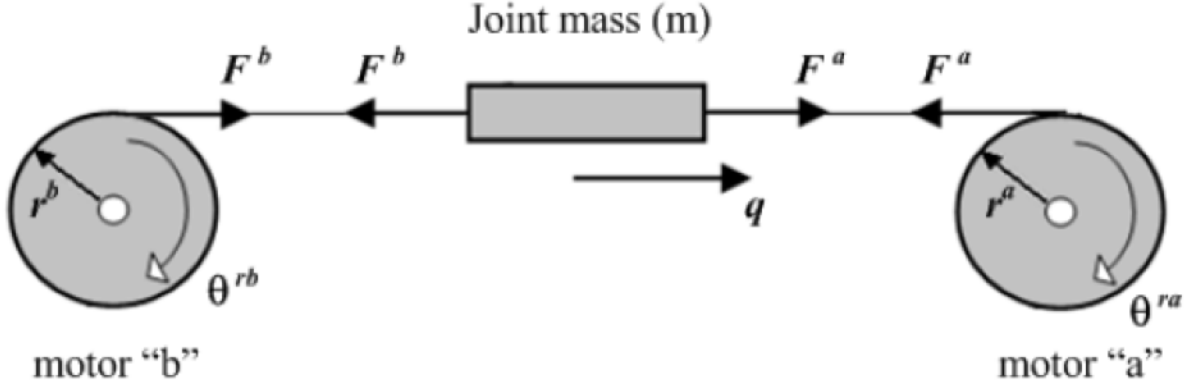


Figure 2.6 Application du principe de tendon antagoniste à un seul joint [45].

## 2.3 Contrôle

En partant du principe de tendon agoniste/antagoniste, il est possible de bien contrôler un système utilisant plusieurs tendons pour un seul joint. Il suffit de bien modéliser le système pour être en mesure d'appliquer la bonne tension dans chacun des muscles. Par contre, cette technique devient de plus en plus complexe si elle est appliquée à une combinaison grandissante de tendons et de joints. Le modèle à compléter pour contrôler un seul degré de liberté est déjà très complexe [44]. Elle demande de modéliser parfaitement le système, ce qui devient très difficile à effectuer, car l'utilisation de tendon engendre plusieurs non-linéarités dans le système à résoudre. Pour contrer ce problème, une approche plus générique a été proposée afin d'être en mesure de contrôler des systèmes plus complexes, et ce, plus facilement. Elle se base sur la décomposition du modèle musculosquelettique en trois parties : la structure, le muscle artificiel et la liaison entre les deux [21]. En décortiquant le problème, il est plus facile de contrôler un système hautement complexe.

La première partie consiste à créer un modèle de la structure du manipulateur. L'équation du mouvement de la structure peut être décrite à l'aide de la forme canonique dans le domaine des joints [15]. L'équation 2.3 représente la relation entre le couple appliqué au joint et la position de celui-ci.

$$\tau = H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + \tau_G(q) \quad (2.3)$$

Les variables  $q$ ,  $\dot{q}$ ,  $\ddot{q}$  et  $\tau$  représentent respectivement la position, la vitesse angulaire, l'accélération angulaire et la force de chacun des degrés de liberté.  $H$  est une matrice de l'inertie dans l'espace des joints,  $C$  est une matrice représentant l'effet Coriolis et  $\tau_G(q)$  est

un vecteur représentant la force de gravité. Pour éliminer les singularités engendrées par l'utilisation de seulement trois variables pour représenter l'orientation d'un joint sphérique, la représentation des rotations dans les trois axes est faite à l'aide des quaternions [61]. À l'aide de cette représentation, il est possible d'éliminer les possibilités de singularités par l'ajout d'une variable avec la représentation par quaternion. Par la suite, il suffit d'utiliser les principes de la mécanique statique et dynamique pour trouver les paramètres du modèle de la structure sous la forme canonique.

Lorsque le modèle de la structure est construit, l'équivalent de ce qui est considéré comme un muscle artificiel doit lui aussi être représenté. Dans l'article [21], le muscle artificiel est composé d'un moteur DC utilisé pour enrouler un tendon en série avec un ressort. Il utilise le modèle d'un moteur DC combiné au modèle d'étirement d'un ressort pour représenter leur système de muscle artificiel.

La dernière partie consiste à relier l'équation du mouvement de la structure au modèle des muscles artificiels. Cette tâche est complexe si plusieurs muscles sont utilisés pour actionner seulement un seul degré de liberté. Pour simplifier le problème, un réseau de neurones de type *multilayer perceptron* est utilisé pour apprendre, par rétropropagation de l'erreur, le lien entre la force exercée par les muscles et le couple résultant au niveau du joint [21]. En utilisant la capacité d'apprentissage du réseau de neurones, il est plus facile de relier la structure et le muscle artificiel que par la modélisation mathématique du couple produit sur le joint par la force appliquée par chacun des tendons selon la position du joint. Lorsque tous les modèles sont mis en place, un système de contrôleur en

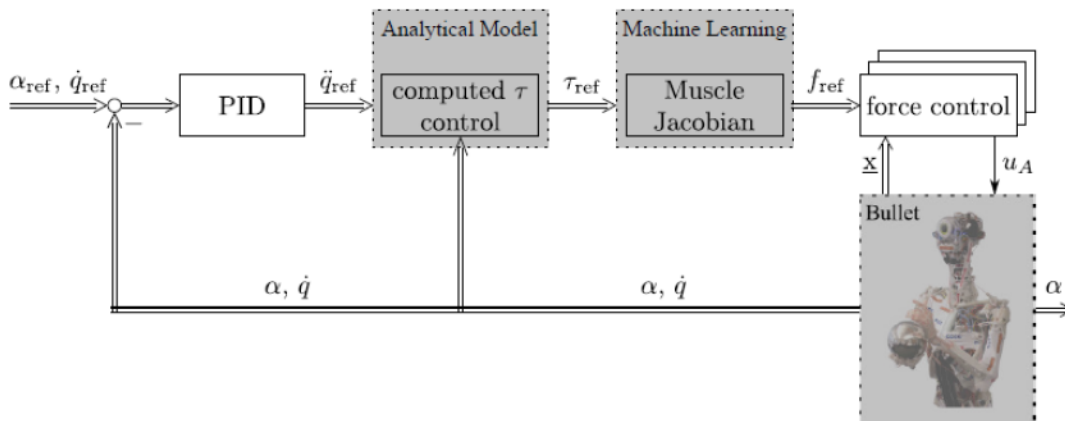


Figure 2.7 Représentation du contrôle complet d'un robot musculosquelettique [21].

cascade est utilisé pour contrôler le tout. La figure 2.7 permet de visualiser la disposition

des contrôleurs. Premièrement, un contrôleur P, PD ou par variable d'état est utilisé pour asservir la force produite par chacun des muscles artificiels. Ensuite, un contrôleur de plus haut niveau calcule le couple nécessaire à chacun des joints pour obtenir l'accélération, la vitesse et la position de ceux-ci. La configuration de plusieurs muscles par degré de liberté est problématique lors du calcul de la force à appliquer par chacun des muscles. Pour résoudre le problème, deux contraintes sont ajoutées au système à résoudre : un muscle peut seulement tirer et les forces engendrent un couple sur seulement un joint [21]. En utilisant ces deux contraintes pour résoudre le problème de distribution de la force, il est possible de calculer la force à appliquer par chacun des muscles pour que le système se comporte comme demandé. Une boucle de contrôle PID est ensuite ajoutée à chacun des joints pour asservir la position.

La méthode décrite précédemment permet de constater qu'il est possible de contrôler un système d'actionneurs combinant l'enroulement de tendons. Par contre, il y a certaines modifications à apporter au niveau du modèle de la relation couple-courant lorsqu'un système d'actionneurs MR est utilisé, car le muscle artificiel utilise directement un moteur DC pour enrouler les tendons. Une autre différence réside au niveau du capteur de position. Dans la méthode décrite, un capteur de position est utilisé pour déterminer l'enroulement des tendons et non pas la position directe du joint.



# CHAPITRE 3

## MÉTHODES DE CONTRÔLE ET ACTION-NEUR MAGNÉTORHÉOLOGIQUE AVEC TRANSMISSION PAR TENDONS

### Auteurs et affiliations :

J. Viau : Étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie électrique

P. Chouinard : Étudiant post-doctorant, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique

J-P. Luking Bigué : Étudiant au doctorat, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique

G. Julió : Employé de la compagnie Exonetik Inc, Sherbrooke.

F. Michaud : Professeur et directeur du Laboratoire de robotique intelligente, interactive et intégrée et interdisciplinaire (IntRoLab), Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie électrique et de génie informatique.

J-S. Plante : Professeur et directeur du groupe de recherche sur la Conception d'Actionneurs et de Moteurs de l'Université de Sherbrooke, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

**État de l'acceptation :** Soumis pour évaluation le 23 juillet 2015

**Titre anglais :** *Tendon-Driven Manipulator Actuated by Magneto-Rheological Clutches Exhibiting Both High-Power and Soft Motion Capabilities*

**Titre français :** Actionneur magnétorhéologique à grande densité de puissance et de résolution pour robot manipulateurs à tendons

**Revue :** *IEEE/ASME Transaction on Mechatronics*

**Contribution au document :** L'article démontre les performances d'un robot manipulateur utilisant le concept d'actionneur magnétorhéologique combiné à l'enroulement de

tendons en vue d'améliorer les performances des systèmes d'actionnement des robot à tendons déjà existant. La contribution principale se situe au niveau de l'optimisation et de la caractérisation des performances de l'actionneur et du contrôle des actionneurs et du prototype. Le design du prototype de robot manipulateur utilisant le nouveau type d'actionneurs est utilisé pour valider les performances globales du système. Des techniques de contrôle en position et en force sont aussi décrites pour contrôler le robot manipulateur à tendons utilisant une source de couple/force comme actionneur.

**Résumé français :** Jusqu'à maintenant, les robots manipulateurs utilisant un système de transmission par tendons sont actionnés par des moteurs électriques combinés ou non à un système d'engrenage. L'inertie reflétée par l'actionneur est élevée ou le couple fourni par l'actionneur est petit, ce qui diminue les performances de contrôle de la force et de la position lorsqu'il est combiné aux tendons. Cet article présente le concept d'embrayage MR pour actionner l'enroulement des tendons d'un robots manipulateurs à tendons.

## 3.1 Abstract

Tendon-Driven Manipulators (TDMs) are capable of large workspaces and low link inertias in compact embodiments. However, as most TDMs are powered by electromechanical actuators, their performances are fundamentally limited by either the high output inertia of electric gear motors, or by the large volume and weight of direct-drive electric motors. To improve upon conventional TDM designs, this paper presents a TDM actuated by Magneto-Rheological (MR) clutches, used to modulate torque provided by a main power source. The MR-TDM concept combines the advantages of lightweight electric gear motors with the high dynamic performance of MR clutches. The main objective of this paper is to demonstrate the range of applicability of a TDM actuated by MR clutches. Analytical studies show the higher open-loop natural frequency (60 Hz) and lower reflected output inertia of the MR-TDM concept as compared to TDM powered by traditional actuators. Furthermore, experiments with a 2-DOF MR-TDM prototype demonstrate the wide range of capabilities in tasks requiring soft and precise control as well as high power output.

## 3.2 Introduction

Many robotic systems often use conventional technologies such as hydraulic, pneumatic and electromechanical actuation. These technologies exhibit fundamental performance trade-offs which limit their application outside of the industrial field. In fact, to this day, robotic arms have been often limited to tasks either involving high-power motion control in a confined environment or to low-power applications in uncertain environments (e.g., human interaction). Hydraulic actuators are best suited for industrial applications as they offer high force-to-weight ratios and can be easily distributed, but offer limited dynamic response and efficiency [56]. Similarly, pneumatic actuators can be easily distributed but offer low force per volume, low efficiency and low dynamic response, unless equipped with disproportionately large valves, which significantly limit their use [11]. Electromechanical actuators have higher efficiency and dynamic response than pneumatic and hydraulic actuators and are consequently most commonly used in rigid high speed robotic manipulators. When used in robotic arms, electromechanical actuators are generally located at the joints, resulting in heavy and high-impedance mobile links that are unfit to human interaction. The most common form of electromechanical actuation for high dynamics applications is dominated by direct-drive motors. Although having high power-to-weight ratios, electric motors have low torque-to-weight and torque-to-volume ratios, ma-

king them ill-suited for high force applications unless highly optimized [49]. Thus, reduction gearboxes are generally coupled to electric motors to provide lighter, more compact and cost-effective solutions. Reduction gearboxes, however, add considerable amount of inertia, friction and backlash which all decrease the system's dynamic performance [47]. In state-of-the-art robotic arms for human interaction, Series Elastic Actuators (SEAs) are used to passively reduce the arm impedance [48] by integrating elastic elements (e.g. : springs) in series with the gear motors. The main shortcoming of this solution resides in the significantly lower dynamic performance of the robotic arm, which is greatly reduced by the system's natural frequency [63].

A specific type of robotic arm, termed Tendon-Driven Manipulators (TDMs), use cable-type transmissions (i.e., cables, tendons) placed in an antagonistic fashion to distribute mechanical power to a mobile link. Positioning actuators at the base of the robot instead of at the joints, thus helps providing low link inertia and volume to the robotic arm, which is beneficial for applications requiring human-robot interaction [20][12] such as medical robots [10], haptic devices [34][37], rehabilitation devices [35][16] and exoskeletons [36].

However, as TDMs are powered by electromechanical actuators, they are still fundamentally limited by the aforementioned performance limitations of actuator technology. In fact, TDMs actuated by geared electric motors still require the use of serial springs to minimize output impedance, lowering the dynamic response of the robotic arms [30][38][55]. TDMs actuated by direct-drive electric motors have higher dynamic performance and simplicity as they have much lower reflected inertia than gear motors and are highly back-drivable. Scalability of such concept is however hindered by the large weight and volume of direct-drive electric motors when they are scaled for high torque output. In addition, torque cogging of electric motors must be controlled through use of torque sensors or intricate modeling for high precision force control applications [62].

An alternate actuation approach for TDMs is found in Magneto-Rheological (MR) clutches, which can transmit variable amount of torque through shearing MR fluid that changes viscosity according to a magnetic field. The amount of magnetic field passing through the MR fluid can be rapidly controlled by modulating the amount of current supplied to an electromagnet. MR clutches have shown to have high torque-to-weight ratio (64 Nm/kg) [18] and low response time (5 ms) [25]. Output torque on a robot joint can thus be controlled by varying the torque transmitted by two counter-rotating MR clutches that are maintained in slippage by a mechanical power source. When maintained in slippage, MR clutches decouple the dynamic behavior of the mechanical power source from the output, resulting in actuators with : 1) high force resolution as actuator has low reflec-



ted inertia and negligible non-linear effects (e.g., cogging, backlash) and 2) low weight as the implemented power source can be chosen to maximize torque-to-weight ratio of the actuator without having requirements of high dynamic performances (e.g., high-ratio gear motor, gasoline engine) and its load can be shared between the multiple degrees-of-freedom (DOF) of the system. In addition, MR actuators are cost effective because the design of MR clutches is simpler than gear motors and do not require costly high power electrical drives.

Actuating cables with MR clutches could result in compact and lightweight TDM embodiments which are safe for human interaction. MR clutches maintained in slippage are well suited for TDM as, just like tendons, they can only transmit load in a single direction. Bidirectional electromechanical actuators used in conventional designs could thus be replaced by simple and high torque-to-weight MR clutches [52], powered by a single lightweight gear motor. Furthermore, as MR clutches have high control bandwidth, low inertia and are directly connected to the pulleys, a simple open-loop torque-to-current relationship can be used to control cable tension without the use of force sensor or dynamic modeling [52].

The main objective of this paper is to demonstrate the overall performance of TDM actuated by MR clutches. Section 3.3 describes the configuration of a representative 2-DOF MR-TDM prototype used in this study. Section 3.4 details its open-loop force bandwidth performance. Section 3.5 validates experimentally its overall closed-loop performances in terms of force fidelity, impulse response and motion control by performing specific control tasks (e.g., trajectory tracking, robot jumping).

### 3.3 MR-TDM PROTOTYPE

Figure 3.1 illustrates the general working principle of TDMs actuated by MR clutches (MR-TDM) where a gear motor, placed at the base of the manipulator, shares its power between the multiple degrees-of-freedom (DOF) of the manipulator via clutches maintained in slippage. Motion of the different DOF is controlled by modulating the amount of torque transmitted by the clutches to the pulleys of the manipulator.

Figure 3.2 illustrates the 2-DOF MR-TDM prototype used in this work. The prototype has a single electric motor that provides mechanical power, via a set of bevel gears, to the input member of four 3.17 Nm MR clutches. The output member of each clutch drives a 9.5 mm diameter pulley which winds a high-stiffness (145 N/mm) 1.4 mm diameter synthetic cable (B-core 59, Powerline Sports). The cable-to-pulley diameter ratio is selected

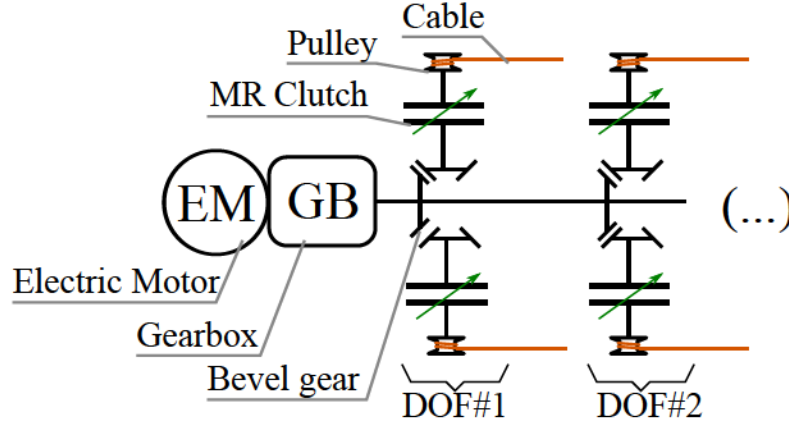


Figure 3.1 Kinematic drawing of a multi-DOF TDM actuated by MR clutches in slippage.

to maximize the force amplification factor between the pulley and the output end-effector while satisfying the minimum bending radius of the cable. The position of the end-effector is measured via incremental encoders (102-1307-ND, CUI) located on each of the gimbal's DOF.

Figure 3.3 presents a cross-section view of the MR clutches while Table 3.1 lists its principal design parameters. Current supplied to the coil of the MR clutch is regulated by a commercially available current controller (Escon 50/5, Maxon).

Tableau 3.1 MR Clutch Performance and General Physical Parameters

Parameter	Value
Maximal torque	3.17 Nm
Maximal current	5 A
Weight	447 g
Outer diameter	48 mm
Width	33.7 mm
Gap width	0.2 mm
Number of fluid gaps	6
Number of coil turns	180
MR fluid	LORD MRF-145BG
Magnetic housing	ANSI 1010

### 3.4 OPEN-LOOP PERFORMANCE

Ideal actuators for interactions with human or uncertain environments are ideal force sources where actuators have null output impedance, negligible friction and high control

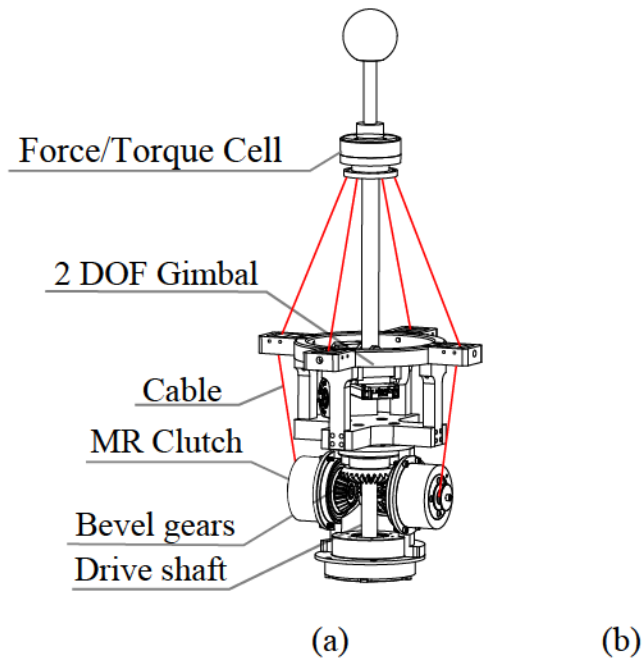


Figure 3.2 The 2-DOF MR-TDM prototype : a) 3D model view of the MR clutches and cable attachments (front MR clutch has been removed for better view of the drive system); b) photograph of the actual prototype.

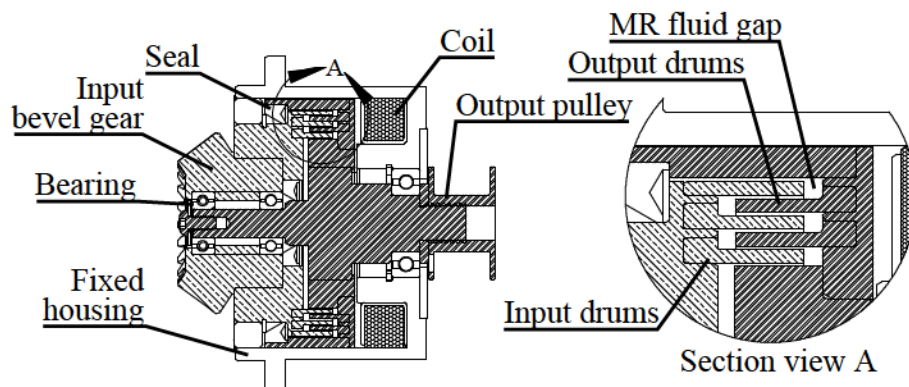


Figure 3.3 Cross-section view of a MR clutch used in the 2-DOF MR-TDM prototype.

bandwidth. The following section examines the open-loop performance of the MR-TDM according to such requirements.

Figure 3.4 illustrates, using a simplified model, the dynamics of a single TDM actuator. In this model, a current command  $i$  is sent to the actuator which generates an end-effector force measured by a load cell  $F$  mounted on a fixed frame.  $m$  represents the reflected inertia of the actuator (i.e., the moving mass equivalent of the actuator output member) and  $K$  the stiffness of the cable.

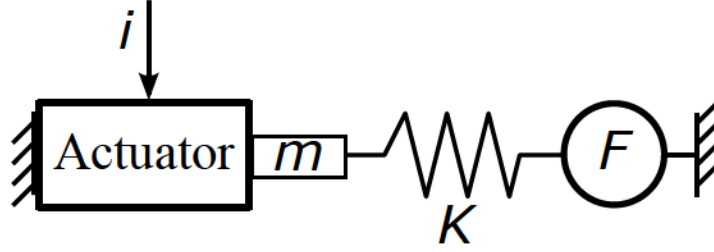


Figure 3.4 Model of one cable attachment of a TDM actuator.

Actuator dynamics and cable stiffness are the two main factors influencing open-loop performance of a TDM. Combined with the output inertia of the actuator, cable stiffness impacts performance as it induces a low natural frequency in the load path of the actuator. The following sections present a comparison of TDM natural frequency when powered by different actuator technologies. The sections also demonstrate the experimental characterization of the dynamic response of MR clutches as well as the open-loop force response of the MR-TDM prototype.

### 3.4.1 Natural Frequency of TDM

The natural frequency of a TDM spring-mass system can be described by :

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{m}} = 2\pi f_n \quad (3.1)$$

$$m = \frac{I}{r^2} \quad (3.2)$$

where  $\omega$  is the natural frequency in radians per second,  $f_n$  is the natural frequency in Hz,  $I$  is the output mass moment of inertia of the actuator and  $r$  is the pulley radius.

Table 3.2 compares the inertia and corresponding natural frequency of TDMs powered by different actuation technologies, all taken at a nominal torque of 3.2 Nm. Dimension



and performance values for the commercially-available actuators are taken from technical specifications whereas values for the MR clutches are taken from the MR-TDM prototype shown in Fig. 3.2. A cable stiffness of 145 kN/m is used for evaluation of the natural frequency of all TDMs. As shown in Table 3.2, geared and direct-drive electric motors respectively have two and one order of magnitude higher output inertia than MR clutches. This leads to lower lower natural frequency, limiting TDMs to a 0-10 Hz frequency range [63]. The MR clutches posses a small inertia and can produces a large torque. Then the small torque-to-inertia ratio of MR clutches is roughly 22 times better than the best direct drive electric motor, leading to a significantly higher natural frequency of 60 Hz.

Tableau 3.2 Mass and Natural Frequency of Electromagnetic TDM vs MR-TDM

	Geared <sup>1</sup> 19 :1	Geared <sup>2</sup> 3.7 :1	Direct <sup>3</sup> Drive	Direct <sup>4</sup> Drive	MR clutch
<b>Diam.</b> (mm)	40	65	108	114	48
<b>Torque</b> (Nm)	3.55	3.20	3.25	3.17	3.17
<b>Inertia</b> (kgm <sup>2</sup> )	5017E-6	1850E-6	2370E-6	490E-6	21E-6
<b>Torq./Iner.</b> (Nm/kgm <sup>2</sup> )	708	1728	1261	6632	150952
<b>Mass</b> (g)	1100	4400	2500	590	490*
<b>Nat. Freq.</b> (Hz)	4	6	5.6	12	60

<sup>1</sup> Maxon 148877 and Gearbox 223085

<sup>2</sup> Maxon 353301 and Gearbox 110408

<sup>3</sup> Kollmorgen RBEH-02113

<sup>4</sup> Kollmorgen QT-3801 No housing and rotor shaft

\* The mass of the driving motor is not included

### 3.4.2 Dynamic Response of MR Clutches Used in a TDM

Experimental characterization of the MR-TDM open-loop performance is twofold. First, only the performance of MR clutches and its power source are assessed. The influences of cable on the system's dynamics is then analysed by measuring dynamic performance when MR clutches are connected to a cable.

#### Open-loop response of the MR clutch

To characterise the MR clutch, a 2 kW electric motor coupled to a gearbox from a Dewalt DCD780 cordless power drill is used as rotational power source. The motor rotational velocity is regulated by a motor controller (DZRALTE-060L0, Advanced Motion Control) using velocity feedback from an encoder (102-1307-ND, CUI). Output torque is measured using a torque cell (TRT-200, Transducer Techniques) fixed between the clutch and the frame, as shown by Fig. 3.5a.

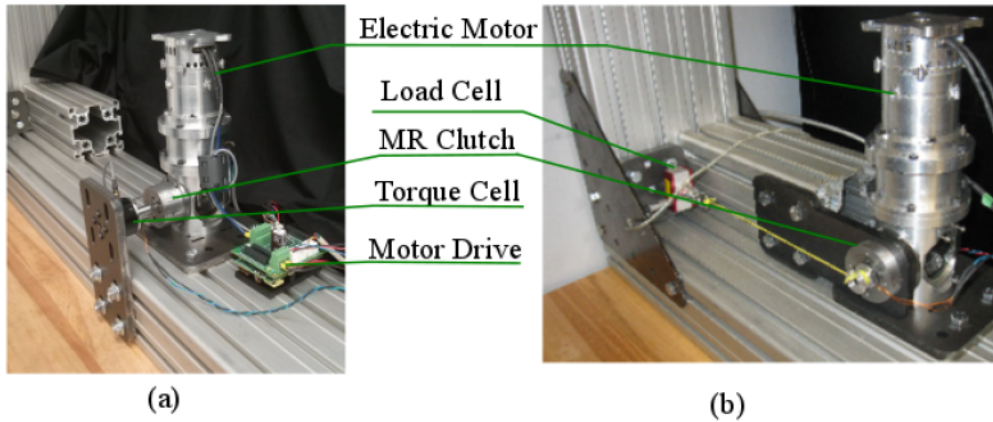


Figure 3.5 Experimental setups used to characterize a) the torque-to-current relation and torque bandwidth of MR clutches, and b) the open-loop dynamic response of MR clutches with cable transmission.

The relationship between the input current and the transmitted torque is measured by slowly ramping up (5s) the current supplied to the coil of the MR clutch from 0 A to 5 A and ramping it down to 0 A. As illustrated by Fig. 3.6, the MR clutch has a maximum transmitted torque of 3.17 Nm at 5 A. Note that data shown on Fig. 3.6 is not filtered, which confirms the smooth, cogging-free, relationship between the supplied current and the delivered torque. A small 5% hysteresis is observed between ramp up and ramp down of the supplied current. This hysteresis originates from the magnetic remanence of the magnetic housing of the clutch.

The open-loop dynamic response of an MR clutch is recorded by imposing a chirp current command ranging from 2.5 to 35 Hz for 70 seconds to the clutch coil. These tests are repeated using different motor velocities (150 to 450 RPM) to evaluate the effect of input velocity on the dynamic response of a MR clutch. Figure 3.7 shows the Bode plot between the corresponding torque command and the measured output torque. For a -3 dB power-loss cutoff-frequency, torque bandwidth is greater than 35 Hz independently of motor velocity. A lower open-loop gain of -0.02 dB is observed for low frequency at 150 RPM. This phenomenon is caused by the motor controller's inability to accurately regulate the motor's velocity at high torque and low velocity. Therefore this cannot be interpreted as an

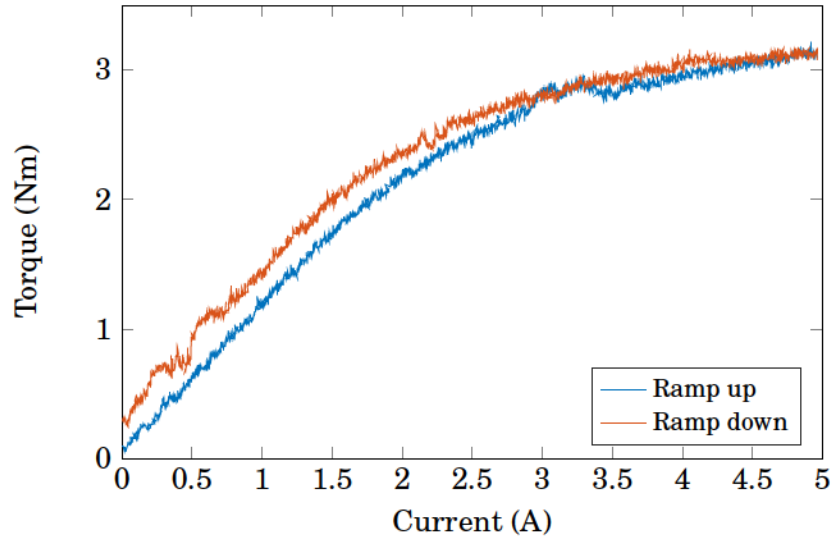


Figure 3.6 Torque transmitted by an MR clutch in relation to the applied current. Input member of the clutch is driven at 450 RPM.

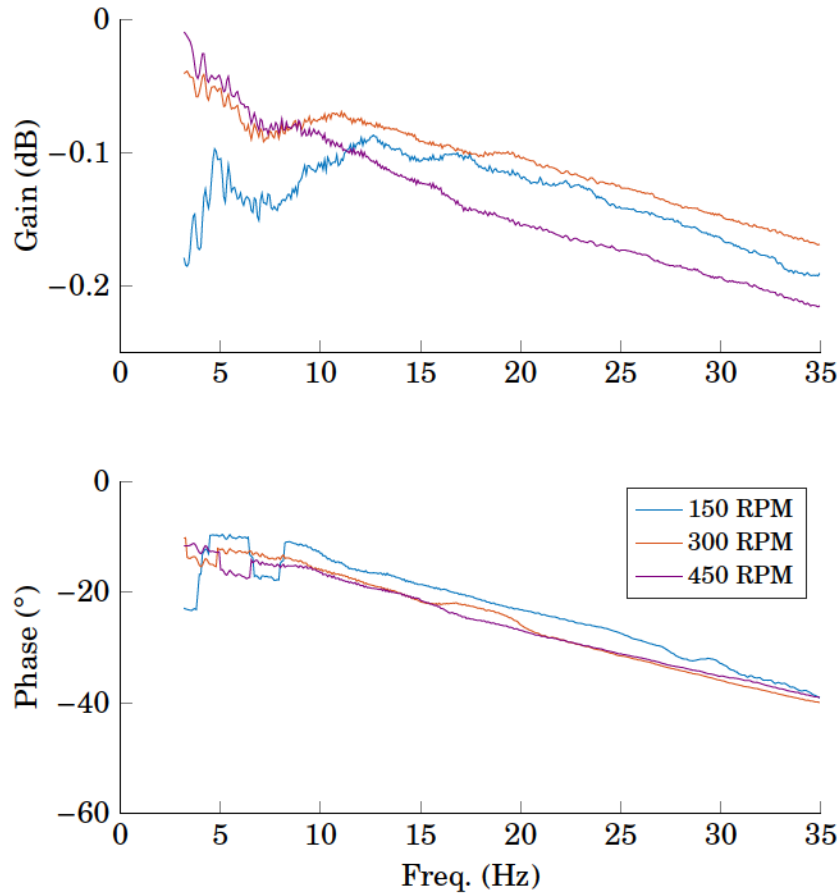


Figure 3.7 MR clutch torque bandwidth in response to chirp function having an amplitude of 2.815 A and frequency ranging from 2.5 to 35 Hz. Input member of the clutch is driven at 150 RPM, 350 RPM, and 450 RPM.

indication of the MR clutch behavior. As shown in the phase plot, phase linearly decreases with frequency, suggesting a pure delay of  $\sim 2$  ms between the current command and the torque response of the MR clutch.

Viscous damping of the clutch is characterized by recording the output torque of an unpowered MR clutch when the motor is driven by a velocity ramp. As shown in Fig. 3.8, viscous behavior of the MR clutch is linear and can be modeled as a linear damper having a viscous drag torque constant of  $429\text{E-}6 \text{ Nm/RPM}$  ( $0.0041 \text{ Nm s/rad}$ ).

### Open-loop response of MR-TDM

To evaluate the influence of the relatively low-stiffness cable between the output of a MR clutch and the end-effector, tests were conducted on a test bench integrating a force sensor (LRF350, Futek) attached to the cable and fixed on a rigid support, as shown by Fig. 3.5b).

Dynamic response is evaluated using the same chirp-signal current command that was used to measure the dynamic response of the MR clutch. Figure 3.9 shows the Bode plot between the corresponding force command and the measured output force. When the motor is driven at 300 RPM and beyond, amplitude and phase of the signal show similar values up to 20 Hz. Beyond this frequency, the amplitude increases as the signal approaches the 60 Hz natural frequency of the system. However, at 150 RPM, amplitude of the force response decreases beyond 20 Hz. This phenomenon is caused by the introduction of compliance between the output of the clutch and the end-effector. As modelled in Fig. 3.4, each cable needs to be stretched by a certain amount associated to  $K$ , to measure force output at the load cell. Force response of the actuator is thus limited by  $K$ , which is limited by the motor velocity since clutch output velocity cannot be higher than its driven velocity. Thus, in order to obtain minimal performance losses with MR-TDM, motor velocity needs to be higher than the maximum velocity reached by the pulley at all times.

## 3.5 CLOSED-LOOP PERFORMANCE

In this section, closed-loop performance of the prototype is evaluated experimentally to validate the range of applicability of the concept. More specifically, the MR-TDM prototype is tested by performing specific tasks requiring :

- Force fidelity ;
- Impulse response ;
- Motion control.



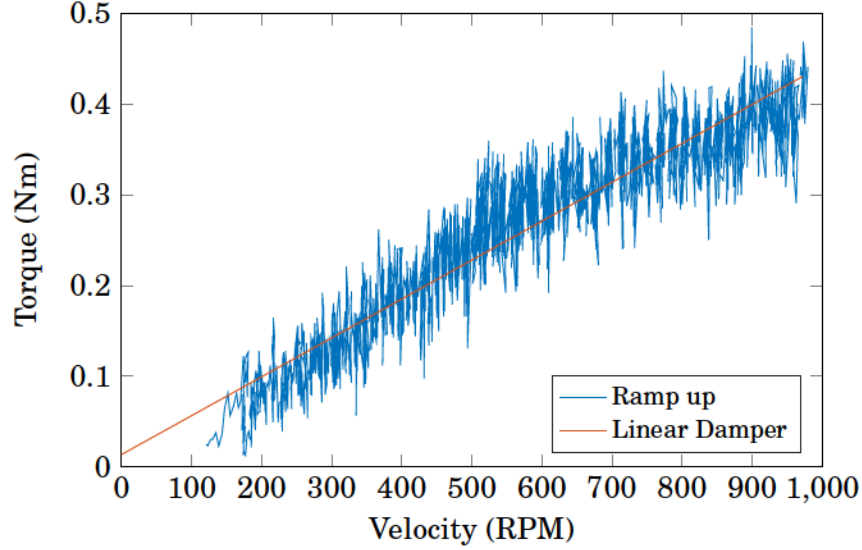


Figure 3.8 Viscous torque transmitted by an MR clutch in terms of input velocity.

To evaluate force fidelity, a needle is added to the end-effector of the MR-TDM and used to track a balloon which is moving in arbitrary directions and speeds with minimal force. To evaluate impulse response, the MR-TDM is then used to perform a jump, which requires power-to-weight ratio and high bandwidth. Finally, motion control is demonstrated by performing a series of step responses and trajectory tracking schemes.

All tests are performed using the 2-DOF MR-TDM prototype shown by Fig. 3.2, configured and used according to each experimental task. Tests results are also presented in the video attachment.

### 3.5.1 Force Fidelity

Force fidelity is first determined by measuring the closed-loop force control bandwidth of the MR-TDM prototype, and then by demonstrating its ability to provide minimal force control in an uncertain environment. As shown in Fig. 3.2, a six DOF force/torque sensor (ATI Mini45 F/T Sensor) located on the end-effector is used. A joint-space controller is implemented to increase the speed response of the manipulator by reducing the coupling effect between each DOF due to cable attachment configuration [1]. The forces and torques applied at the end-effector are translated to joint torque by :

$$\tau = J^T(q)h_e \quad (3.3)$$

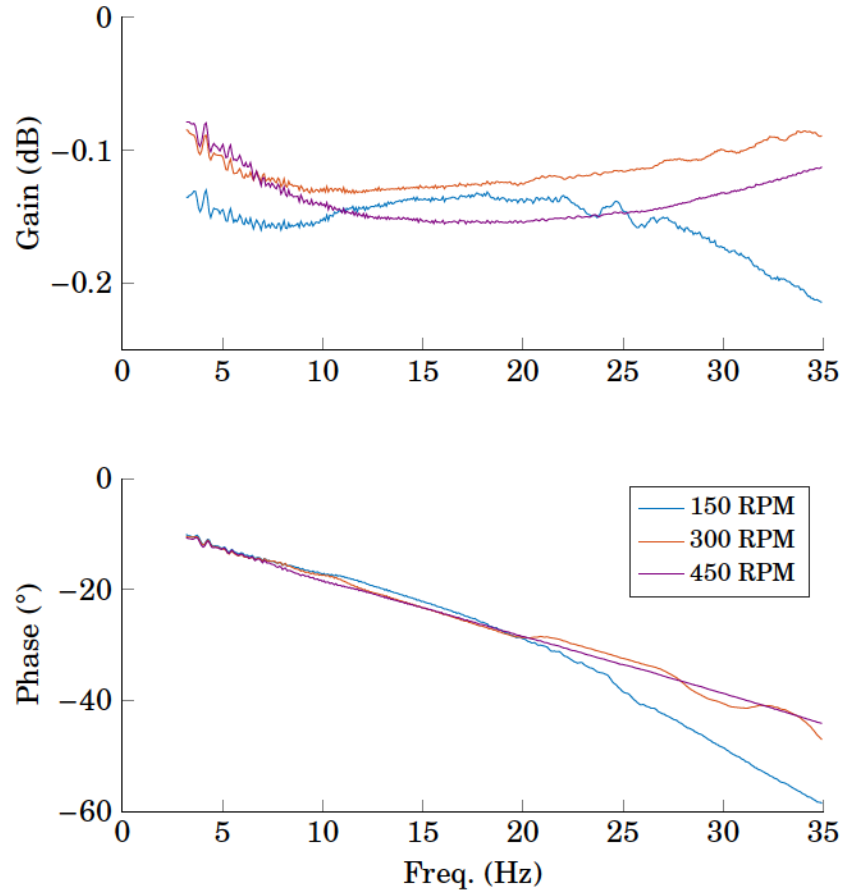


Figure 3.9 Force bandwidth of an MR clutch with a cable transmission in response to chirp function having an amplitude of 2.815 A and frequency ranging from 2.5 to 35 Hz. Input member of the clutch is driven at 150 RPM, 350 RPM, and 450 RPM.



where  $\tau$  is the joint torque,  $J^T$  is the transpose of the Jacobian,  $q$  is the joint position vector and  $h_e$  denotes the vector of force and moment exerted by the end-effector on the environment. The relation between the tension and the joint torques is represented by :

$$F_t = R(q)^{-1}\tau \quad (3.4)$$

where the matrix  $R$  represents the tendon moment arms and  $F_t$  is a vector of cable forces. The controller is a PID defining the commanded cable tension :

$$F_t = R(q)^{-1}(K_P e + K_D \frac{de}{dt} + K_I \int (e)dt) \quad (3.5)$$

where  $K_P$ ,  $K_D$  and  $K_I$  are the proportional, derivative and integral gains, respectively, and  $e = \tau_d - \tau$  is the joint torque error and  $\tau_d$  is the desired joint torque.

Closed-loop response of the manipulator is measured using the MR-TDM prototype where the end-effector is immobilized at the center position using a rigid external frame. The gear motor velocity is kept constant at 750 RPM and a chirp force command of 28 N starting with a frequency of 0.1 Hz to 20 Hz is sent to the controller.

Figure 3.10 shows the Bode plot of the measured output torque. Considering a -3 dB threshold frequency, the observed bandwidth is higher than 20 Hz, which is superior to the one produced by human located between 5-10 Hz [54]. The phase is linearly decreasing due to the delay between torque response and current command in the MR clutches, as demonstrated in Section 3.4.2.

As shown by Fig. 3.11, the force control demonstration consists of having the MR-TDM prototype remain in contact with an inflated balloon using a 0.8 mm diameter needle placed at the end-effector while the balloon is moving in arbitrary directions at different speeds (moved by a human hand). The joint torque command sent to the controller was kept at the maximum value of 1 N in the needle direction and 0 Nm in the tangential direction. Motor velocity was kept constant at 750 RPM to wind tendons faster than the induced velocity by the human hand. A force of about 2 N was found sufficient to burst the balloon, which represents only 0.7% of the maximum output force (260 N) of the MR-TDM prototype. The MR-TDM was able to maintain minimal force output, preventing bursting the balloon despite high end-effector velocity (0.88 m/s) and without any real-time non-linear compensation of the controller. This is made possible due to the low output inertia of MR clutches as well as the absence of torque cogging or friction of the actuator mechanism. Note that viscous force of the clutches are compensated by the controller, as it

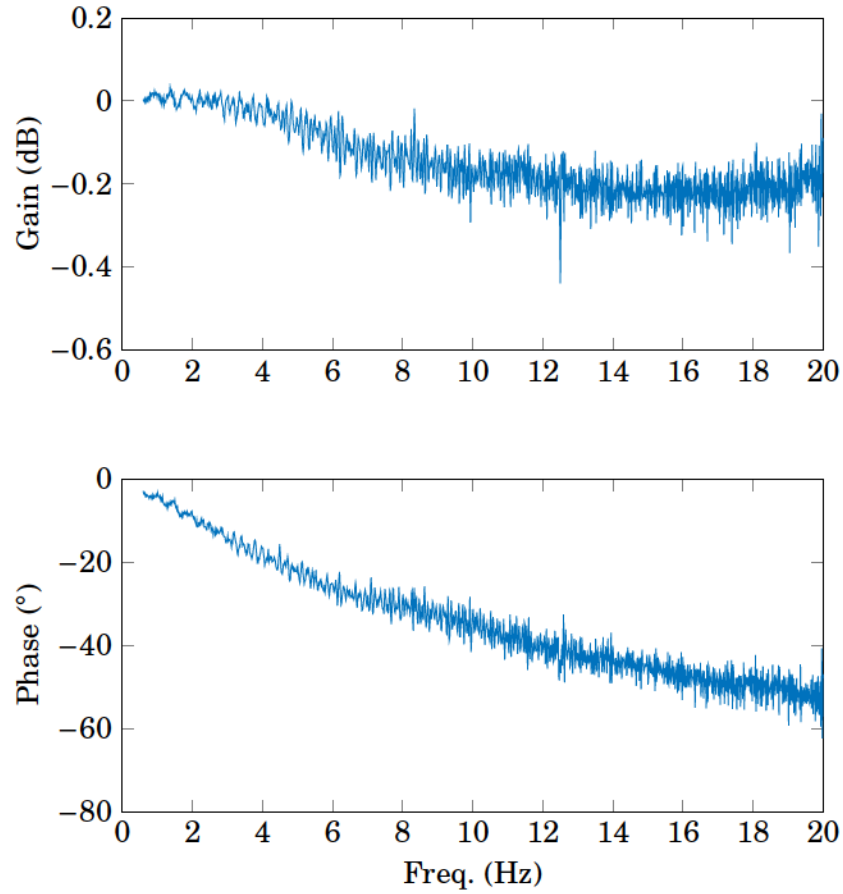


Figure 3.10 End-effector force bandwidth in response to a chirp function having an amplitude of 28 N and frequency ranging from 0.1 to 20 Hz, driven at 750 RPM.

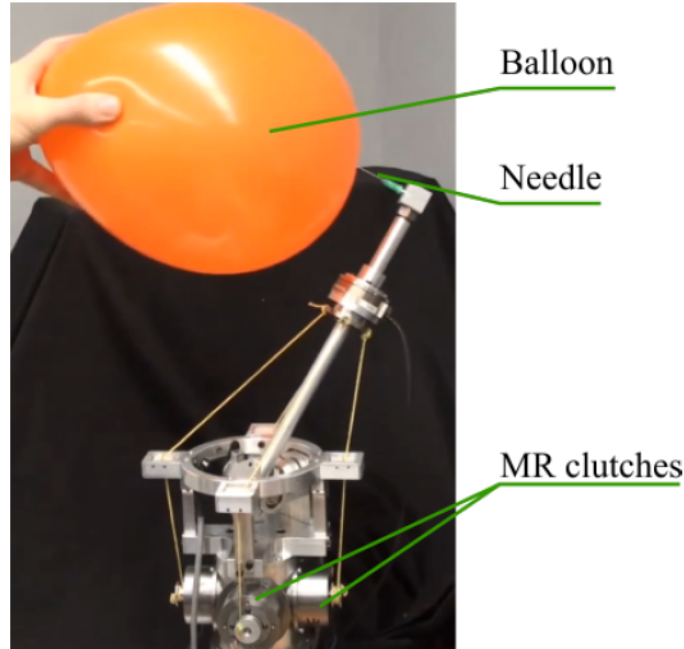


Figure 3.11 High precision and high bandwidth force control experiment.

represents a slow varying phenomenon that increases linearly with the velocity of the manipulator. The only non-linear effect present in the clutch is caused by the hysteresis in the magnetic housing of the clutch, as shown by Fig. 3.6. However, the hysteresis effect is small (0.16 Nm) and is easily managed by the PID controller. For even more precise experiments, hysteresis behavior of MR clutches could be reduced by using magnetic material having lower hysteresis (e.g., FeSi) or by using a Hall effect sensor [51].

### 3.5.2 Impulse Response

Figure 3.12 shows the experimental setup where the MR-TDM prototype performs a jump by simply using its own impulse response. The base of the prototype is fixed on a 1 m shaft held on a pivot. A wheel, initially resting on a fixed base, is attached on the MR-TDM end-effector. When the MR-TDM prototype is performing a jump, the arm segment of the end-effector swings  $120^\circ$  downwards and the arm rotates upwards around the pivot point of the shaft.

Only two MR clutches actuator were used to make the MR-TDM jump. Clutches were driven by a 2.7 kW Turnigy Aerodrive SK3 motor capable of much higher velocity (6000 RPM) compared to the geared Dewalt motor used in Section 3.4.2. Motor velocity was regulated with a Super Brain 100A drive and an encoder (E5-5000-315-IE-S-H-D-3, US Digital). The overall system weight, which was designed using non-optimized off-the-shelf

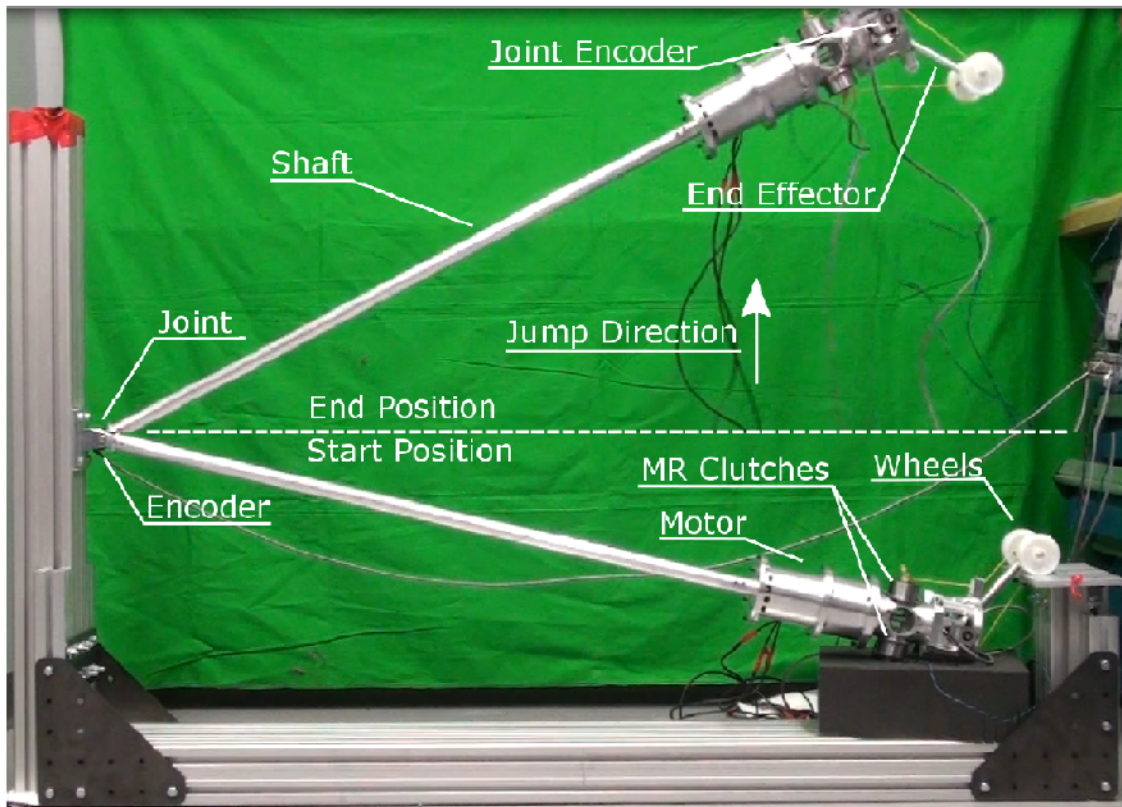


Figure 3.12 Jumping test to experiment high impulse response of the MR-TDM. The bottom of the picture represents the start position. The top of the picture is the highest position reached during the jump sequence, and the measured height is 0.76 m.



components, is 5.2 kg, which includes the weight of the 0.6 kg shaft. The center of mass is located 1.12 m from the shaft pivot, at the center of the MR-TDM prototype.

In these tests, the MR-TDM prototype is controlled in open-loop. At the beginning of the test, the motor accelerates up to 6000 RPM. When the motor reaches the desired velocity, a step current command of maximal value (i.e., 5 A) is sent to the clutches' drive and is maintained throughout the jump. At this point, the MR clutches transmit power from the electric motor to the end-effector, swinging the end-effector downwards and propelling the system upwards. When the center of mass is over 0.22 m, as measured using the joint encoder, the motor velocity command is set to zero so the motor stops providing input power to the MR clutches. For landing, the kinetic energy of the falling prototype is dissipated through shearing of the MR fluid and by the electric motor which acts as a brake.

In such conditions, the MR-TDM prototype propels its center of mass up to 0.76 m (40°) for the first test and 0.75 m (39°) for the second test. This uses the fast response time, low output inertia of MR clutches as well as the high force and power-to-weight ratios of the overall system. The maximal power generated by the MR-TDM prototype is 1.2 kW for these tests.

### 3.5.3 Motion Control

The ability of the MR-TDM to perform fast and precise positioning tasks is assessed by evaluating its closed-loop performance when controlled using the Projected PID algorithm [58]. Such controller treats each actuator individually by minimizing angular error ( $e$ ) between the target  $\alpha_{Ti}$  and the measured  $\alpha_{Ri}$  position of the end-effector.

The PID controller evaluates cable tension  $F_t$  using :

$$F_t = \mu(K_{FP}\sigma(e) + K_{FD}\frac{de}{dt} + K_{FI}\int(e)dt) \quad (3.6)$$

where  $K_{FP}$ ,  $K_{FD}$  and  $K_{FI}$  are the proportional, derivative and integral gains, which were determined experimentally by tuning the values in order to optimize position control in response to the step input. A bounding condition is used to keep minimal force  $F_{min}$  in the cable :

$$\mu(x) = \begin{cases} x, & \text{if } x \geq F_{min} \\ F_{min}, & \text{if } x < F_{min} \end{cases} \quad (3.7)$$



Value of  $F_{min}$  is tuned experimentally so cables are always in tension. In this equation,  $x$ , the input of function  $\mu(x)$ , corresponds to the force resulting from the PID controller. Another condition is used to evaluate the error of the proportional command to only control tension of the tendon :

$$\sigma(e) = \begin{cases} e, & \text{if } e > 0 \\ 0, & \text{if } e \leq 0 \end{cases} \quad (3.8)$$

According to Eq. 4.4, the controller considers two distinct states which modify functions  $\mu(x)$  and  $\sigma(e)$  of Eq. (4.2) to maintain continuous cable tension :

- $e = \alpha_{Ti} - \alpha_{Ri}$  is smaller than 0. The controller acts as a spring-damper system by having  $\sigma(e) = e$  and the proportional influence of  $K_{FP}$  is used.
- $e$  is greater than 0. The controller acts as a damper by having  $\sigma(e) = 0$ , eliminating the influence of  $K_{FP}$ . The actuator therefore acts as a virtual damper of constant  $K_{FD}$ .

Step response performance is measured by applying a  $28.6^\circ$  step command at the joint of the MR-TDM prototype. Such test is repeated for different motor velocities. Figure 3.13 shows the command position as well as the end-effector position in relation to time when the MR-TDM prototype is driven at 450 RPM, 600 RPM, and 1050 RPM.

Considering a second order overdamped system, rising time between 10-90% of the reference command is used to assess the response time of the MR-TDM prototype. As shown in Fig. 3.13, response time to a step command is strongly influenced by the clutch input velocity, as the output maximal speed is limited to the maximal driving speed of the MR clutches. In fact, for this motion, the MR-TDM prototype has a response time ranging from 71 ms (at 450 RPM) to 46 ms (at 1050 RPM) depending on the driving speed. Furthermore, as shown by the step response, the MR-TDM prototype experiences minimal overshoot.

Trajectory tracking performance of the TDM is evaluated by imposing a trajectory of a 155 mm square operational space to the end-effector. A complete square is drawn in 3 sec and maximum speed reached by the end-effector during tracking is 0.68 m/s. Figure 3.14 shows the angular position of the two rotary joints of the gimbal. During operation, the two joints of the gimbal have a total stroke of  $40^\circ$ . The mean and maximum tracking errors recorded over the complete trajectory are of  $0.74^\circ$  and  $1.76^\circ$ , respectively, corresponding to 1.9% and 4% of the total stroke. This error is in part caused by a mechanical tolerance

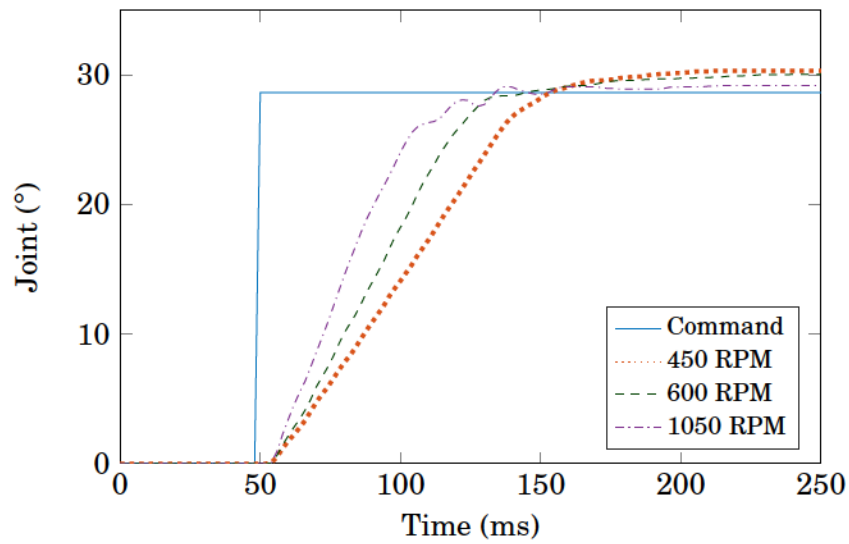


Figure 3.13 MR-TDM joint position step response at 1050 RPM with an amplitude of  $28.6^\circ$ .

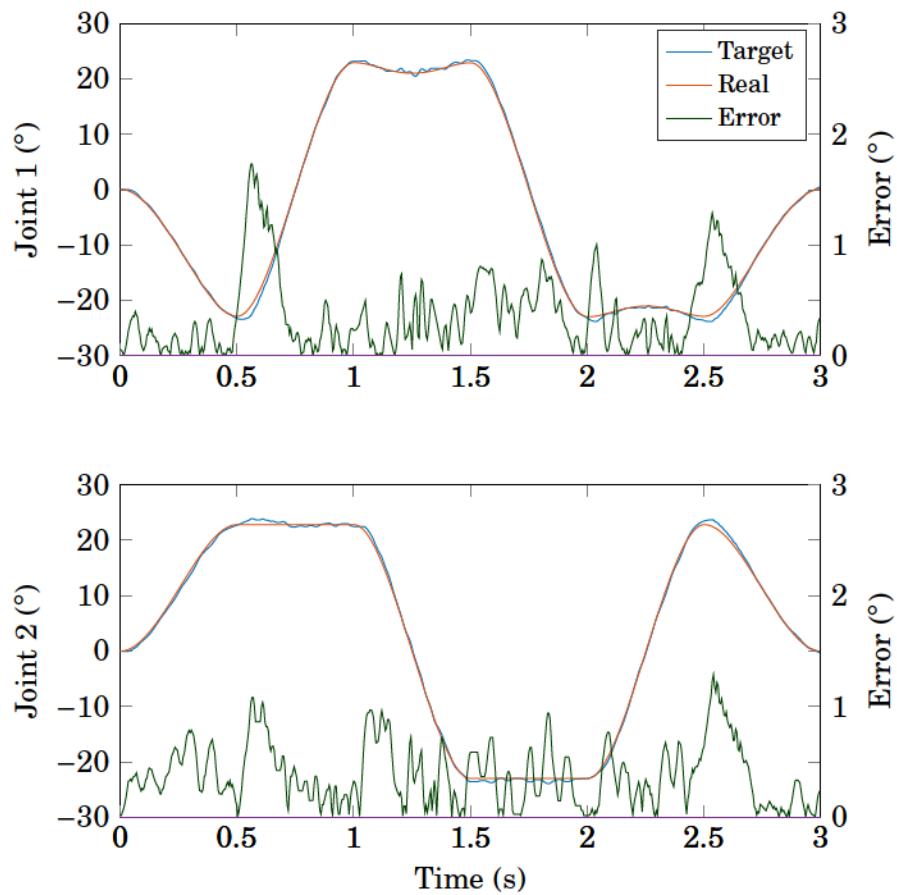


Figure 3.14 Joint position during trajectory tracking using the MR-TDM.

in the MR clutches. This suggests that the MR-TDM is able to accurately and smoothly follow a given trajectory.

## 3.6 DISCUSSION

The overall performance of the MR-TDM prototype can be analyzed according to the following characteristics.

**Reflected inertia.** As explained in Section 3.4.1, for similar torque output, a MR clutch has lower inertia ( $>10$  times less) compared to gear and direct drive electric motors, as it decouples the dynamic behavior of the driving gear motor and has low output inertia. This provides higher natural frequency to the mass-spring system of the TDM, improving force bandwidth. In fact, the MR-TDM prototype has shown analytically to have a natural frequency of 60 Hz compared to 4 to 12 Hz using traditional actuators. Furthermore, the low output inertia of the MR clutches improves the impulse response of the actuator as well as its ability for precise closed-loop force control, as forces due to inertia acceleration does not have to be accounted for by the controller during high speed maneuvers. Low reflected inertia is an intrinsic advantage for task requiring safe interaction with humans.

**Dynamic response.** MR clutches have a torque bandwidth of at least of 35 Hz, and the addition of cable has minimal effect on its force bandwidth since clutches have low output inertia leading to an experimental validated open loop bandwidth of 35 Hz for the MR-TDM. Combined with the low reflected inertia of the actuator, high dynamic response allows the MR-TDM prototype to have good force precision and have low response time to step position commands (46 to 71 ms). Note that the force and especially the motion control response time of the MR-TDM are dependent of the clutch driving velocity where higher driving velocities yield better response times.

**Non-linearities.** Contrary to direct-drive electric motors and gear motors, MR-TDM has minimal non-linear effects that hinder force control quality. In fact, the hysteresis of the magnetic circuit of the clutch and the viscosity of the MR fluid were easily compensated by a simple PID controller. As demonstrated by the minimal force control test of Section 3.5.1, high force output fidelity is maintained despite changes in the dynamic state of the MR-TDM prototype that are not countered by the controller. Greater force control precision would be possible by eliminating the hysteresis effect and viscosity of the fluid using Hall effect sensors, low remanence magnetic material and less viscous MR fluid.

**Torque-to-weight and torque-to-volume.** Direct comparison in terms of torque-to-weight ratios of the MR-TDM with TDMs powered by other actuators is difficult because the weights of TDMs powered by these actuators are not published in the literature, and the overall system weight heavily relies on the optimization of the actuators and of the structure of the manipulator. However, as shown in Table 3.2, components that compose a MR-TDM, such as high ratio gear motors and MR clutches, all have high torque-to-weight and torque-to-volume ratios leading to a compact and lightweight (4.2 kg) prototype capable of outputting substantial level of forces (260 N) and power (1.2 kW) as demonstrated by being able to perform impulse-type jumps of 0.76 m high.

## 3.7 CONCLUSION

TDMs have been used in several multi-DOF applications related to human-robot interaction as they offer reduced inertia over conventional robotic arms, due to location of actuators at the base of the robot. State-of-the-art TDMs control cable tension through gear or direct drive motors. Gear motors, although lightweight, have high reflected inertia restricting the dynamic performance of TDM. Direct-drive alternatives offer lower output inertia, but have large weight or large dimensions, prohibiting their use in high force applications or compact embodiments. To improve upon conventional TDM designs, this paper presented a novel high-performance TDM actuated by MR clutches that could provide safe interaction with humans as well as high dynamic performance.

The low reflected inertia, high torque-to-weight, low non-linearities and high dynamic response of MR clutches confers distinct characteristics to TDMs, thus making them well suited for applications requiring high force fidelity, high dynamic response or human-robot interaction. Analytical and experimental results both demonstrate the improved natural frequency (60 Hz) of the approach as compared to conventional actuators (4-12 Hz) leading to experimental open-loop bandwidth of 35 Hz. A 2-DOF MR-TDM prototype demonstrated force fidelity, impulse response and the motion tracking capabilities of the concept. Force fidelity under 1N over a maximum output force of 260 N was demonstrated as well as the high impulse response of prototype as it can perform jumps. Trajectory tracking was also demonstrated as the prototype can smoothly follow a trajectory with minimal error and have fast response time (46 ms) to step command.

Altogether, MR clutches are a promising alternative to conventional actuation technology that could allow TDMs to have a compact and lightweight embodiment and be capable of high precision force control, high impulsive force response and high dynamic motion

control, necessary for human interaction. The high torque-to-weight and torque-to-volume of such manipulator can also bring improved actuation for mobile robotics such as for legged robots. Future work will assess the impact of velocity control of the electric motor on dynamic performance and power losses of MR-TDM.



# CHAPITRE 4

## CONTRÔLE DE ROBOTS MANIPULATEURS À TENDONS COMBINANT UNE PROJEC- TION À UN CONTRÔLEUR PID

### Auteurs et affiliations :

J. Viau : Étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie,  
Département de génie électrique

P. Chouinard : Étudiant post-doctorant, Université de Sherbrooke, Faculté de génie,  
Département de génie mécanique

J-P. Luking Bigué : Étudiant au doctorat, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Dé-  
partement de génie mécanique

G. Julió : Employé de la compagnie Exonetik Inc, Sherbrooke.

F. Michaud : Professeur et directeur du Laboratoire de robotique intelligente, in-  
teractive et intégrée et interdisciplinaire (IntRoLab), Université de  
Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie électrique et de  
génie informatique.

S. Shimoda : Chercheur et directeur du groupe Intelligent Behavior Control Colla-  
boration Unit, au centre de recherche Riken au Japon.

J-S. Plante : Professeur et directeur du groupe de recherche sur la Conception d'Ac-  
tionneurs et de Moteurs de l'Université de Sherbrooke, Université de  
Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

**État de l'acceptation :** Accepté le 20 juillet 2015

**Titre anglais :** *Projected PID Controller for Tendon-Driven Manipulators Actuated by  
Magneto-Rheological Clutches*

**Titre français :** Contrôle de robots manipulateurs à tendons combinant une projection  
à un contrôleur de type PID

**Conférence :** *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*

**Contribution au document :** L'article démontre les performances du contrôleur nommé Projected PID pour le contrôle de robot à tendons redondant. Le contrôleur est en mesure de contrôler la position désirée du manipulateur en utilisant un modèle simple de la cinématique du robot et de la position des actionneurs. Les performances du contrôleur sont démontrées à l'aide du prototype utilisant les embrayages MR et d'un deuxième prototype comportant un nombre redondant d'actionneurs.

**Résumé français :** Jusqu'à maintenant, les robots manipulateur utilisant un système de transmission par tendons sont actionnés par des moteurs électriques combinés ou non à un système d'engrenage. Pour contrôler ce type de robot, un agencement de capteurs de force ou un modèle dynamique complet est nécessaire afin de maintenir une tension constante dans les câbles. Cet article présente le contrôle d'un robot manipulateur à tendons pour un nouveau système d'actionneurs MR. Le contrôleur, nommé Projected PID, permet de contrôler la position d'un bras manipulateur sans utiliser de capteur de force ou de modèle dynamique complexe. De plus, le Projected PID est en mesure de s'adapter au changement de configuration dans le système d'actionnement. Deux prototypes sont utilisés pour valider les performances du contrôleur, le premier utilisant des embrayages MR et le deuxième utilisant un nombre redondant d'actionneurs.

## 4.1 Abstract

Tendon-Driven Manipulators (TDM) have been used in various applications requiring low inertia robots having multiple degrees-of-freedom (DOF) and redundancy. TDMs are generally actuated by gear electric motors placed at the base of the robot, and consequently require complex cable tension feedback from force sensors or dynamic modelling to maintain cables under tension. This paper presents a high performance TDM actuated by magneto-rheological clutches along with a specialized motion control algorithm, termed Projected PID, that requires no tension feedback. A 2-DOF proof-of-concept TDM powered by magneto-rheological clutches is used to demonstrate overall controller performance, and a reconfigurable 2-DOF TDM powered by direct-drive electric motors is used to demonstrate the controller's ability to compensate for configuration variations and actuator failure. Experimental results also demonstrate the ability of Projected PID to control magneto-rheological cable-driven TDMs with high accuracy.

## 4.2 Introduction

Tendon-Driven Manipulators (TDM) have been successfully used in various applications such as high-speed manipulators [59], medical robots [10], haptic devices [34][37], rehabilitation devices [35][16] and exoskeletons [36]. TDM use cable-type transmissions (i.e., cables, tendons) to distribute to its end effector the mechanical power generated by actuators located at the base of the robot. TDMs have low inertia, low volume, large workspace and can generate high loads, providing ideal characteristics for applications requiring human-robot interaction [20][12]. Furthermore, the use of cables as mechanical transmission elements facilitate the incorporation of actuator redundancy, resulting in fail-safe designs for tasks requiring high levels of reliability [53].

To ensure positive cable tension despite the low dynamic performance of gear motors, TDMs require cable tension feedback from either costly force sensors or dynamic models. To provide positive cable tension without the need of low-level closed-loop force control, direct-drive electric motors can be used as TDM actuators. In such TDMs, the inertia and non-linear behavior (e.g., friction, cogging) of the actuators have minimal impact on cable tension as opposed to TDM actuated by gear motors. However, direct-drive motors have considerable low torque-to-weight ratios [52], leading to TDMs with prohibitive weight when substantial force output is required.

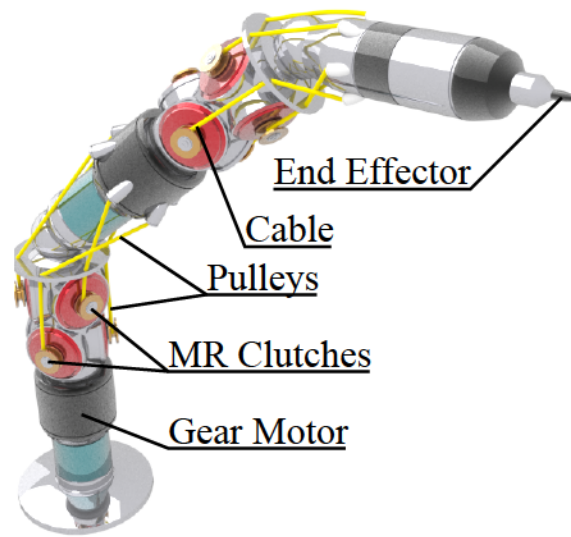


Figure 4.1 4-DOF tendon-driven manipulator actuated by MR clutches in slippage.

Actuating cables of a multi-DOF TDM using Magneto-Rheological (MR-TDM) clutches is a promising alternative to direct-drive motors. In such a concept, cable tension is controlled by varying the torque transmitted through MR clutches, which are maintained in slippage by a shared electric gear motor, placed at the base of the TDM (as illustrated by Fig. 4.2). Such a system combines the advantages of lightweight electric gear motors with the high dynamic performance of controlled slippage clutches. When maintained in slippage, MR clutches decouple the dynamic behavior of gear motors from the output. This results in low output inertia and high control quality since inertia and backlash of gear motors are not reflected at the system output [52]. This also amounts to lightweight TDMs because MR clutches have high torque-to-weight ratio [52] and loads generated by the main gear motor can be shared between a plurality of outputs (as shown by Fig. 4.1). As MR clutches have high control bandwidth and are directly connected to the pulleys, a simple open-loop torque-to-current relationship can also be used to control cable tension without the use of force sensor or dynamic modeling [52].

To control MR-TDM, a new motion controller, termed Projected PID, is developed in this work. Projected PID is designed to minimize tracking error while maintaining minimal cable tension without the use of tension feedback or dynamic modeling. MR-TDM are particularly interesting for applications requiring multiple actuators, either to increase number of DOF or to add redundancy to the system. Consequently, Projected PID is de-



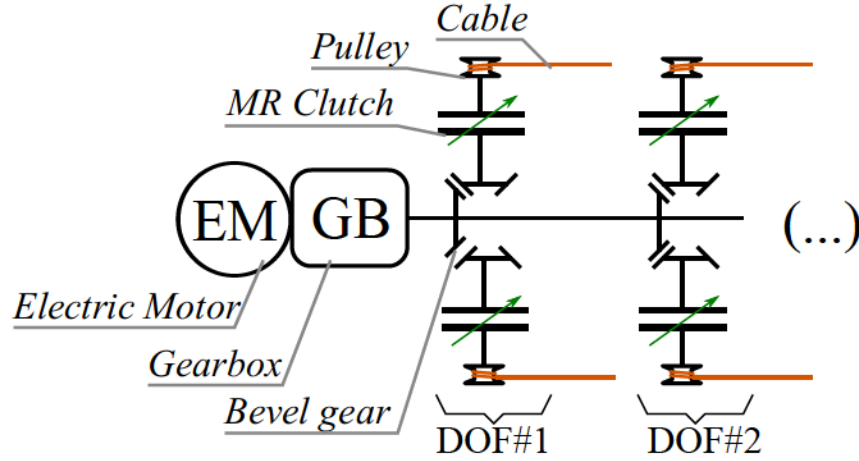


Figure 4.2 Kinematic drawing of a multi-DOF TDM actuated by magneto-rheological clutches.

veloped to allow scalability for a large number of actuators and to be highly adaptable towards configuration changes following actuator failure.

The paper is organized as follows. Section 4.3 reviews work related to the field of TDM motion control. Section 4.4 presents the analytical development of the Projected PID controller. To demonstrate its general performance, Section 4.5 validates experimentally the Projected PID controller on two prototypes : a proof-of-concept 2-DOF MR-TDM is used to demonstrate Projected PID's general performance without the use of feedback or dynamic modeling ; and a 2-DOF TDM powered by direct-drive electric motors is used to demonstrate the ability of the Projected PID to control a TDM with actuator redundancy. Experimental results demonstrate the high accuracy of the proposed control method on both TDMs and its reconfiguration ability despite actuator failure.

## 4.3 TDM MOTION CONTROL

Controllers for TDMs are usually composed of a Tension Distribution Algorithm (TDA) along with a control law. TDA is used to evaluate the tension required in each individual tendon to provide a desired set of joint torques while it resolves tendon redundancy [1]. The control law manages tension in each tendon.

Simplest TDAs consist of setting a minimal tension value based on the inverse of the structure matrix that associates cable tensions to joint moments [50]. One variant adds a term to minimize internal forces with an algorithm that converges in a finite number of iterations [1]. Another variant defines an optimization problem that minimizes the sum of cable tensions according to a linear model of the TDM [35]. For simple designs, where



pulleys are used at the joints, the structure matrix is evaluated only once. However, in more complex designs where the moment arm varies according to the position of the end effector, the inverse structure matrix must be recalculated continuously. Computation of the inverse or pseudo-inverse of the structure matrix is time consuming as the number of required iterations to solve such a problem increases approximately according to the cubic power of the matrix dimensions  $O(N^3)$  [29].

TDAs are also derived as a quasi-analytical concept based on a rectifier function [20]. Such an approach has been extended to systems having a plurality of DOF [29] but remains heavily system-dependent. A Puller-Follower TDA that distinguishes the role of agonist and antagonist actuators has been elaborated using quasi-analytical algorithms. Such a control differentiates the Puller (the actuator responsible for motion) from the Follower (the one maintaining tension in the cable). Puller-Follower TDAs add an adaptive bias force to minimize energy consumption [46].

The TDA developed by Jantsch et al.'s [22] uses an artificial neural network to approximate a muscle Jacobian relating joint position to cable length without having to use the inverse of the structure matrix. After a learning phase, tension in the cables is deduced using an optimization process that uses the muscle Jacobian. Motor position, joint angle and muscle force are recorded during the learning process of the muscle Jacobian [23]. It is thus impossible to retrieve all information needed for the learning phase of the artificial neural network using a sensorless design.

Control laws manage tension in each tendon based on two general approaches :

- Tendon-space controllers that individually regulate tension in each tendon according to tension feedback and results from TDA [1]. Tendon-space controllers require a tension sensor for each tendon [50][20]. Commands to one joint from such control law can induce an undesired response in another joint [60]. To reduce this coupling effect, a control law with a transformation to joint space can be used, but it still requires a tension sensor for each tendon [1].
- Controllers without tension feedback that typically employ an analytical model of the actuator dynamics to estimate tendon tension [28]. Such control laws either use motor velocity, acceleration or variation of the tendon length to estimate tension in tendons [28]. When knowledge of the exact model parameters are not accessible or practical, alternative control laws using artificial neural networks [27][39] are synthesized to estimate model parameters. Overall, tension values can only be roughly controlled and often high null-space tension must be applied to compensate [1].

When used in a multi-DOF TDM, force sensors lead to complex and costly manipulators while performance and robustness of control laws based on analytical models is strongly dependant on the evaluation of model parameters. Control algorithms that do not require such feedback are thus beneficial in lowering TDM complexity and cost and improving system robustness.

## 4.4 PROJECTED PID CONTROLLER

The Projected PID controller implements a TDA using a PID-like control law. The TDA is based on Jacobsen et al. [20] and exploits the principle of force bias commands and co-contraction with management of logic to overcome the problem of loose tendon. Each actuator is treated individually, making the approach less system-dependent, and adds damping and summation (i.e., the integral part) of the position error. Having individual and independent controllers for each actuator is achieved by calculating the angle between the vector of joint-to-motor position and the vector of joint-to-cable attachment point. No matrix inversion is required, making computing time small, and no accurate dynamic model nor force sensors are used by the controller, making the approach simple.

Figure 4.3 illustrates the position of the vector  $\overrightarrow{OQ}$  starting from the center of the joint  $O$  to cable attachment  $Q$  and the vector  $\overrightarrow{OP}$  starting from the centre of the joint  $O$  to the motor position  $P$ . The angle  $\alpha_i$  formed by the intersection of the vectors is found with the dot product :

$$\cos(\alpha_i) = \frac{\overrightarrow{OQ_i} \cdot \overrightarrow{OP_i}}{|\overrightarrow{OQ_i}| |\overrightarrow{OP_i}|} \quad (4.1)$$

where  $P_i$ ,  $Q_i$  and  $\alpha_i$  are related to the  $i$ th actuator projection if  $0 < \alpha_i < 180^\circ$ .

Projected PID is based upon the principle that a tendon is only capable of pulling and that it must always be maintained in tension. As shown Figure 4.4, the controller has two distinct states which guarantee minimal tension in the cables either when the actuator is reeling in the cable (State 1) or being backdriven (State 2). In this figure,  $\alpha_{Ri}$  and  $\alpha_{Ti}$  are the real and desired angles of each actuator  $i$ , respectively. In State 1, where  $e = \alpha_{Ti} - \alpha_{Ri}$  is smaller than 0, the controller acts as a spring-damper system. In State 2, where  $e$  is greater than 0, the controller acts as a damper.

The PID controller defining the commanded cable tension is represented by :

$$F_t = \mu \left( K_P \sigma(e) + K_D \frac{de}{dt} + K_I \int e \cdot dt \right) \quad (4.2)$$

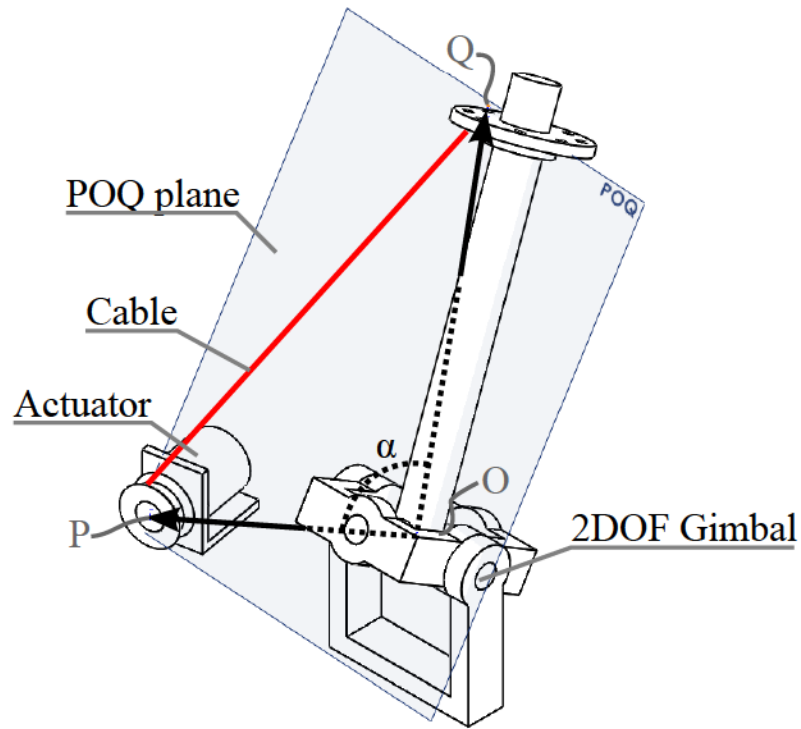


Figure 4.3 Projection of the joint position on the POQ plan formed by the pulley-joint-cable attachments.

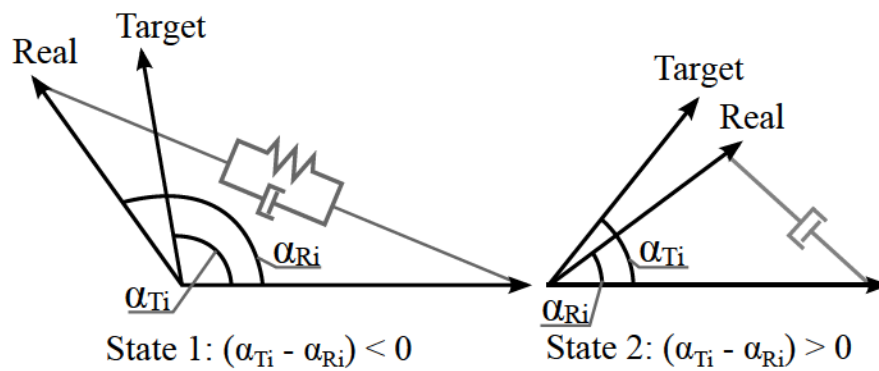


Figure 4.4 Schematic of the two states of the Projected PID controller.

where  $K_P$ ,  $K_D$  and  $K_I$  are the proportional, derivative and integral gains, respectively, and  $F_t$  is the tension in the cable. Functions  $\mu(x)$  and  $\sigma(x)$  are added to the standard PID controller and consist of :

$$\mu(x) = \begin{cases} x, & \text{if } x \geq F_{min} \\ F_{min}, & \text{if } x < F_{min} \end{cases} \quad (4.3)$$

$$\sigma(e) = \begin{cases} e, & \text{if } e < 0 \\ 0, & \text{if } e \geq 0 \end{cases} \quad (4.4)$$

Function  $\mu(x)$ , expanded in (4.3), acts as a minimal tension threshold that ensures that cable is always pulled by a force value of at least  $F_{min}$ . Value of  $F_{min}$  is tuned visually during experimentation with a chirp function, so cables appear to always be maintained in tension. In this equation,  $x$  corresponds to the tension evaluated by the PID controller. The two states described by the function  $\sigma(e)$  represents the two states of the Projected PID that are illustrated in figure 4.4. Equation (4.4) shows the mathematical representation of these two states. In State 1 of Fig. 4.4,  $(e < 0) \rightarrow \sigma(e) = e$  and the  $K_P$  virtual spring constant is used. In State 2,  $(e \geq 0) \rightarrow \sigma(e) = 0$ ,  $K_P$  virtual spring constant is null, so the actuator only acts as a virtual damper of constant  $K_D$ .

Figure 4.5 shows the block diagram of the Projected PID controller. The controller minimizes error between the measured angle  $\alpha_{Ri}$  and the target angle  $\alpha_T$ , both representing positions  $q$  of the end-effector projected in the POQ plane (Fig. 4.3). Cable tension  $F_t$  evaluated by the Projected PID controller is first converted into torque  $T_{MR}$  required by the actuator (MR clutch or electric motor) with the value of the pulley radius  $R_{mi}$ . The current command  $i$  sent to current drives is then evaluated using function  $f_{MR}^{-1}$ , a polynomial fit of the inverse of the current-to-torque relationship of the clutch.

Each actuator is managed with independent controllers that are operated in parallel. Computational load of each actuator can thus be distributed on individual microprocessors for maximal execution speed. Each actuator are minimally affected by failure of a redundant actuator and controllers can be easily implemented on a multi-DOF TDM.

## 4.5 PROTOTYPES AND EXPERIMENTS

Trials are conducted on two prototypes. The first prototype is a MR-TDM to demonstrate the control capabilities of the Projected PID. The second prototype is actuated by direct-



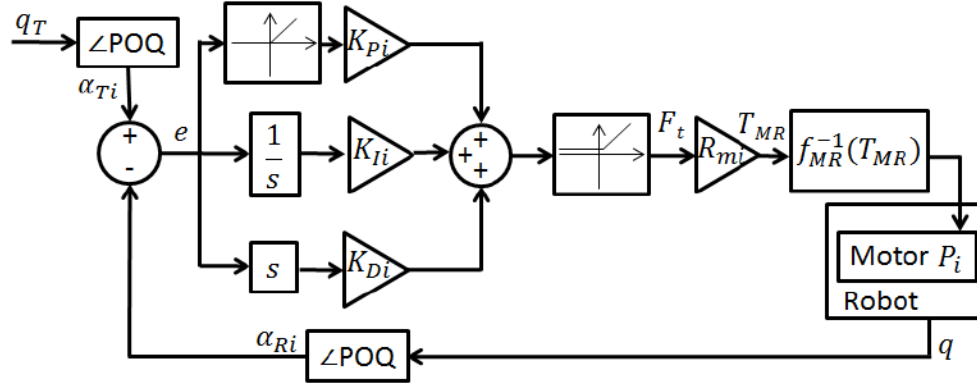


Figure 4.5 Block diagram of the Projected PID controller.

drive electric motors and is used to validate the ability of the Projected PID to control a TDM with redundant cables and actuators during simulated failures.

#### 4.5.1 Magneto-Rheological Clutch Prototype

Figure 4.6 illustrates the prototype of a 2-DOF MR-TDM. The prototype has one electric motor that supplies mechanical power to four MR clutches. Pulleys are mounted directly on the output shaft of the clutches and wind cables when current is supplied to the clutch. Preliminary assessment of the prototype's performance demonstrates it can generate a maximal end-effector force of 260 N over its 2-DOFs, has a high dynamic bandwidth of more than 19 Hz and can deliver 2 kW of peak mechanical power in a lightweight design (4.5 kg). The position of the end-effector is measured via incremental encoders (CUI 102-1307-ND), located on each of the 2-DOF of the gimbal.

The relationship between input current and transmitted torque of a MR clutch is measured by supplying a slow varying current ramp ranging from 0 to 3.5 A to a clutch that is maintained in slippage and by measuring the output torque using a load cell. (Fig. 4.7). Clutch has a maximal transmitted torque of 3 Nm at 3.5 A. Current-to-torque relationship shows a small hysteresis loop that is neglected when evaluating function  $f_{MR}^{-1}$  of the controller.

The trajectory tracking task performed to evaluate Projected PID's performance consists of drawing a 155 mm square in the operational space with the end-effector. Complete square is drawn in 3 sec and maximum speed reached by the end-effector during tracking is 0.3 m/s. Figure 4.8 shows the angular position of the two rotary joints of the gimbal when the prototype is performing the given tracking task. During operation, the two joints of the gimbal have a total stroke of 40°. Controller performance is assessed using the mean



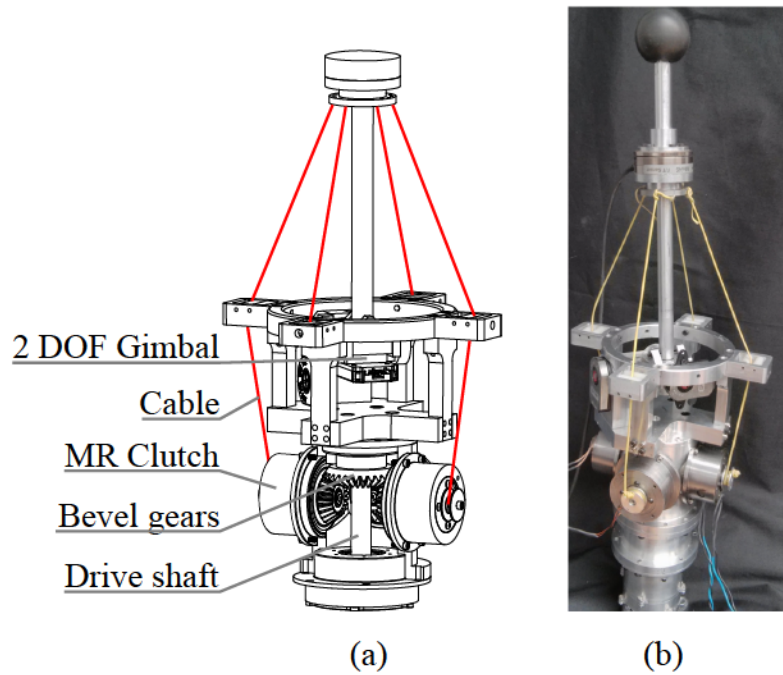


Figure 4.6 2-DOF prototype of a TDM actuated by magneto-rheological clutches : a) CAD view of the MR clutches and cable attachments (front MR clutch has been removed for better view of the drive system) ; b) prototype.

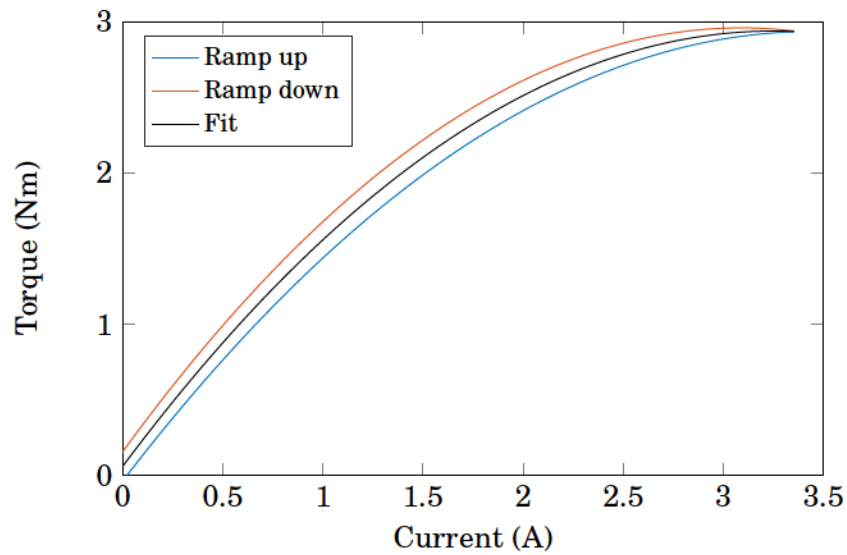


Figure 4.7 Torque transmitted by a MR clutch maintained in slippage in terms of applied current.

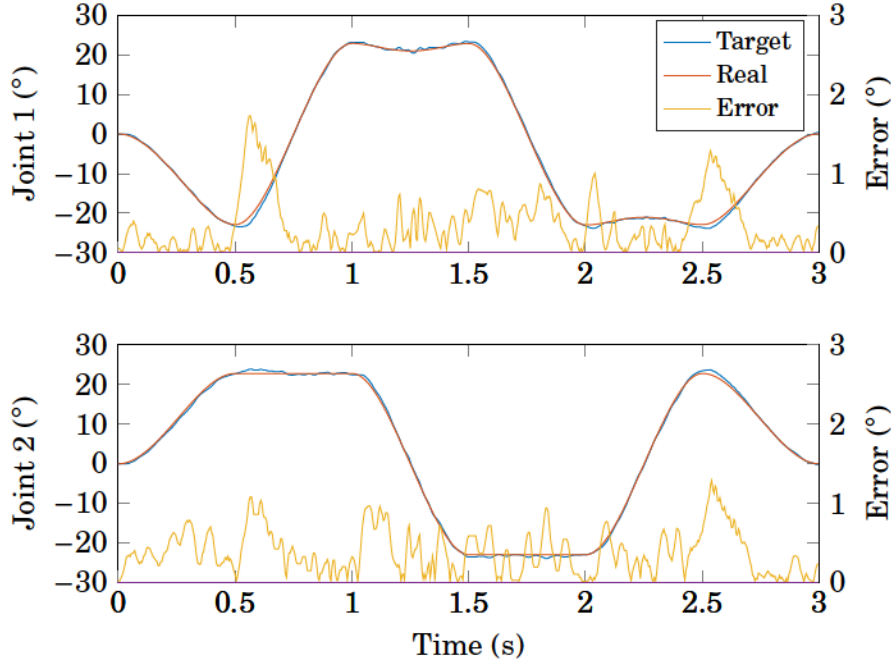


Figure 4.8 Trajectory tracking of the 2-DOF TDM actuated with MR clutches.

and maximum tracking errors. The mean and maximum tracking errors recorded over the complete trajectory are of  $0.74^\circ$  and  $1.76^\circ$ , respectively, corresponding to 1.9% and 4% of the total stroke. This suggests that the Projected PID controller is able to follow accurately a given trajectory.

#### 4.5.2 Direct-Drive Electric Motor Prototype

Figure 4.9 shows the tendon-driven prototype used to validate the ability of Projected PID to control a TDM with redundant actuators and to adapt itself to configuration variations. The 2-DOF prototype is actuated by six direct-drive electric motors (Maxon motor #284416). No gearbox is used between pulleys and motors as actuators must be back-drivable and have low inertia to replicate the dynamic behavior of MR clutches. A Maxon motor drive (Escon 50/5) controls the current supplied to each motor. Position of the end-effector is measured using incremental encoders (ME-12-P) located at each joint of the 2-DOF gimbal.

Tracking errors of the TDM are measured at the joint of the gimbal while the prototype is performing the same trajectory tracking task than the MR powered prototype. Projected PID's ability to adapt to configuration change and actuator failure is assessed by comparing the performance of the controller considering the six different configurations shown in Fig. 4.10. These configurations either emulate important configuration variations or

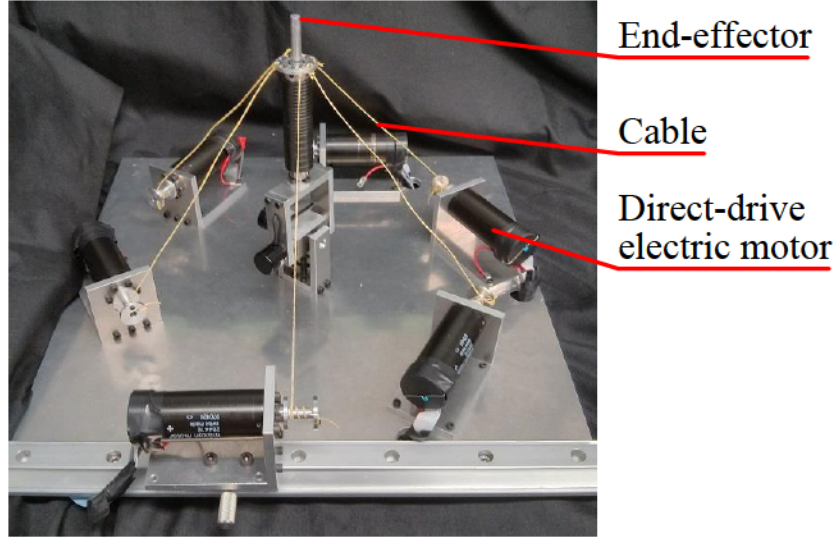


Figure 4.9 Prototype of a 2-DOF TDM actuated with redundant direct-drive electric motors.

failures, and are referred by the number of DOF per joint  $N$  ( $N = 2$  for the prototype) and number of failures (represented by a minus sign) :  $A(N + 1)$ ,  $B(2N)$ ,  $C(2N + 2)$ ,  $D(2N + 2)$ ,  $E(2N + 2 - 1)$  and  $F(2N + 2 - 2)$  they emulate. Configurations A, B and C are baseline configurations with three, four and six cables respectively. Configurations D, E and F emulate either configuration variations or actuator failures. Configuration variations are simulated by changing the location of two electric motors. Actuator failures are emulated by physically cutting cables that link the electric motors to the end effector. The gains of the controller are initially tuned using configuration A and remain unchanged for all further tests.

Table 4.1 shows the mean and maximal tracking errors of the Projected PID for the six configurations. In all cases, the Projected PID controller produces small position errors ranging from 0.6% to 2.8% of the total stroke of the tracking trajectory. Position error of configurations B and C are smaller than the one of configuration A because TDMs with greater number of actuators lead to greater accuracy. Configurations B and C have similar position error since maximal accuracy is reached when using four actuators to control a 2-DOF joint.

Figure 4.11 shows the trajectory tracking performance of the Projected PID controller, i.e., desired and measured positions evaluated at the joints of the 2-DOF gimbal, when applied to configurations C and D. Position error is similar for both configurations, indicating that the Projected PID can adequately control the TDM even if actuator location is changed during operation. This is due to the projection of the cable position using (4.1),

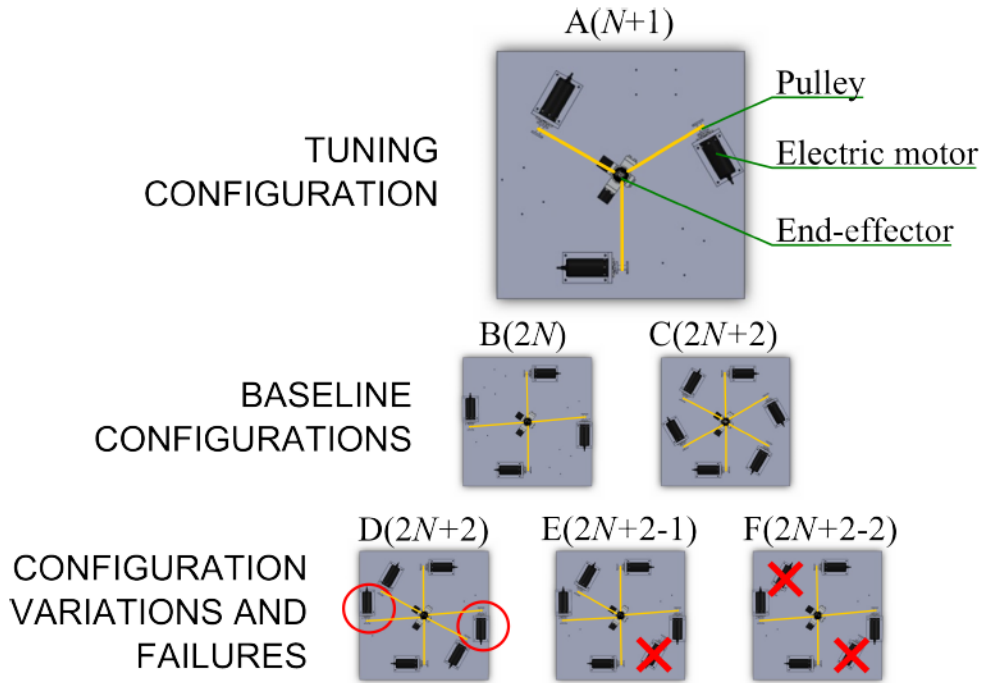


Figure 4.10 Top view of actuator configurations  $A(N+1)$ ,  $B(2N)$ ,  $C(2N+2)$ ,  $D(2N+2)$ ,  $E(2N+2-1)$ ,  $F(2N+2-2)$ . Circled actuators represent actuators that are not at the location indicated in the baseline configuration. Actuator failures are represented by X.

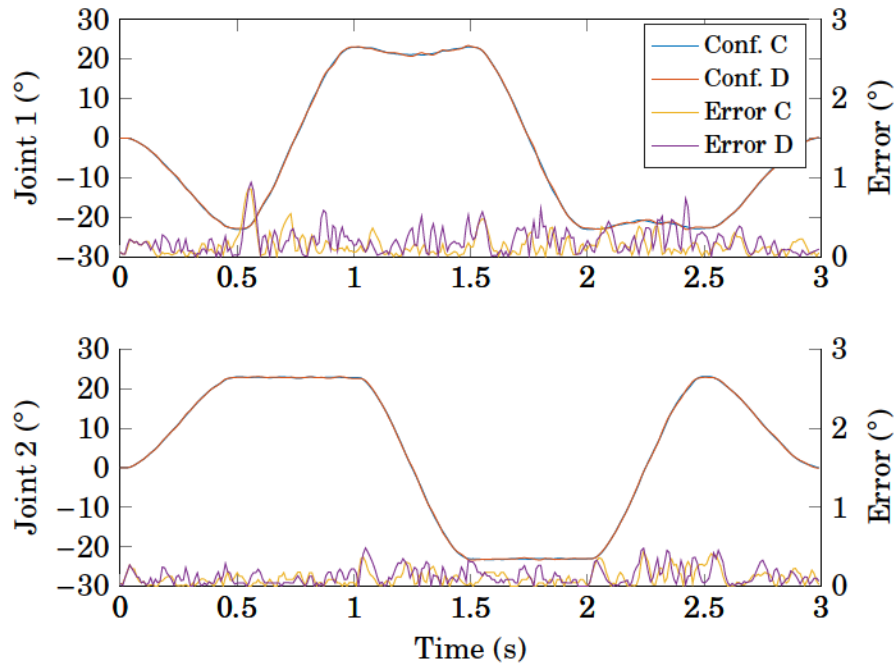


Figure 4.11 Trajectory tracking of configurations C and D.



which makes the control algorithm less sensitive to configuration variations. Results also demonstrate the ability of the Projected PID to maintain high accuracy despite actuator failure. In fact, tracking errors of configurations that include failures (E and F) have similar values than the ones recorded using the baseline configuration (as seen from Table 4.1). Fig. 4.12 plots cable tension estimated from the current of all motors recorded during the tests performed on configuration C. As shown in this figure, the Projected PID is able to keep a minimum tension in the cables at all times, as current values never drop below zero. All together, the Projected PID controller is found to perform well without the use of force sensors or a complex dynamic model.

Furthermore, as shown in Fig. 4.12, tension in cables estimated from motor current readings of configuration C never crosses zero during trajectory tracking, indicating that Projected PID is able to keep a minimum tension at all times.

Tableau 4.1 Mean and Maximum Position Tracking Error of All Configurations

	Mean Position Error (°)	Max Position Error (°)
A	0.49	1.15
B	0.29	0.86
C	0.25	0.89
D	0.33	0.97
E	0.31	0.88
F	0.29	0.85

## 4.6 CONCLUSION

In this paper, a Projected PID controller is developed for the control of a MR-TDM. A 2-DOF proof-of-concept TDM powered by MR clutches is used to demonstrate overall controller performance, while a 2-DOF TDM powered by direct-drive electric motors is used to validate the controller's ability to withstand configuration variations as well as actuator failure in redundant applications. Results suggest that Projected PID can accurately control the 2-DOF MR-TDM without the use of a force sensor or a dynamic model, which both are generally used to provide positive cable tension in conventional TDMs. Furthermore, results also demonstrate that Projected PID is able to adapt to different actuation configurations and actuator failures. Projected PID controller can scale to a large number of actuators as it can be implemented on multiple microprocessors using a distributed computation architecture. Based on these promising results, future work



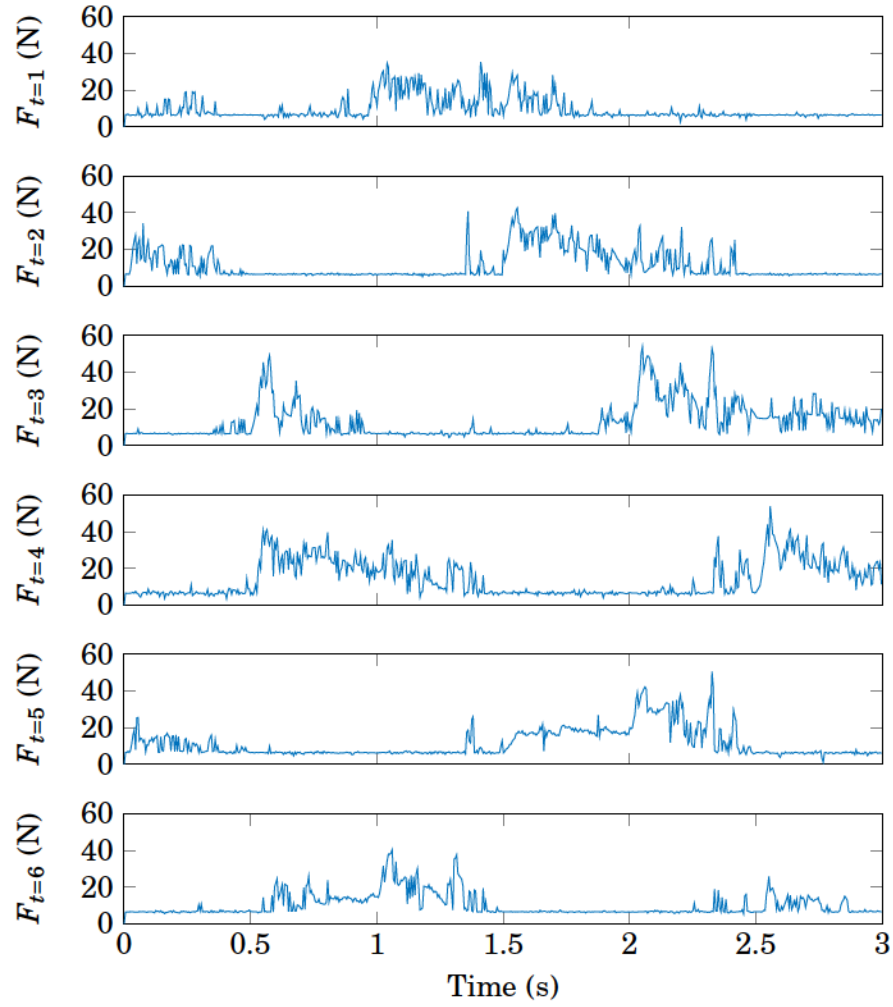


Figure 4.12 Estimated cable tension ( $F_t$ ) from motor current readings in each cable during trajectory tracking (Configuration C).

will involve the development and testing of a multi-DOF MR-TDM with force control for robotic applications involving human-robot interaction.



# CHAPITRE 5

## CONCLUSION

Pour remplir les critères de la robotique souple, autant les actionneurs que la structure du robot doit être conçu en conséquence. L'utilisation de transmission de la force par câble permet d'alléger la structure du robot. Par contre, les actionneurs présentement utilisés pour contrôler la puissance transmise limitent les performances des bras manipulateurs dû à leur grande inertie ou à leur faible couple produit. Le projet de recherche caractérise les performances et développe des approches de contrôle pour une nouvelle famille d'actionneurs compliant utilisant une combinaison d'embrayages magnétorhéologiques et de tendons. En utilisant les caractéristiques spécifiques du fluide magnétorhéologique, il est possible de développer un actionneur à grande densité de force en plus d'être compliant et précis en position. La combinaison de l'embrayage MR avec la transmission par tendons permet de concevoir un robot avec une structure légère et de garder des performances adéquates pour le travail dans des environnements non contrôlés ou côtoyer des humains.

Les travaux réalisés durant ce projet de recherche se divisent en deux catégories : le système d'actionneurs MR et l'algorithme de contrôle. Une nouvelle combinaison de transmission par câble et d'embrayage MR est développée et caractérisée. L'embrayage possède une large bande passante en couple en plus d'une faible inertie de sortie. De plus, il est démontré que la vitesse de rotation de la source d'énergie cinétique n'a pas d'impact sur la bande passante en couple. Par la suite, le système de transmission par câble est utilisé pour transmettre la force. Des tests de performances au niveau de la bande passante en force démontre que le système de transmission affecte les performances de l'embrayage MR seulement si la vitesse de rotation du moteur est plus petite que la vitesse atteinte par la sortie de l'embrayage. Pour répondre à l'objectif principal du projet de maîtrise, un bras manipulateur à 2 DDL a été développé en utilisant une configuration redondante d'actionneurs magnétorhéologiques combinés au système de transmission par tendons. Ce concept fait d'ailleurs l'objet d'une demande de brevet.

La deuxième catégorie de travaux réalisé consiste à développer un algorithme de contrôle afin de démontrer les performances du bras manipulateur. Les algorithmes de contrôle habituellement utilisés sont grandement dépendants de la configuration du système et doivent être repensés pour chaque configuration d'actionneur. L'algorithme de contrôle

développé nécessite seulement l'information cinétique du robot en plus des points d'attaches des câbles pour fonctionner. Il est donc facilement adaptable à d'autre configuration de système d'actionnement par câble. L'algorithme est testé sur le bras manipulateur à 2 DDLs actionné par les actionneurs MR à tendon, ainsi que sur un prototype comportant un système d'actionnement redondant. Les résultats démontre que le robot peut suivre précisément une trajectoire dans le domaine des joints. Il a aussi été démontré que la limite de bande passante en position du prototype utilisant les actionneurs MR est reliée à la vitesse de la source d'énergie cinétique.

Le bras manipulateur présentement développé permet de démontrer la possibilité d'utiliser les embrayages MR avec un système de transmission par tendons pour contrôler 2 DDLs. Il serait intéressant de prouver que le concept fonctionne aussi à plus de 2 DDLs et ainsi pouvoir effectuer des mouvements permettant l'utilisation d'un bras robotisé pour assister directement des humains. Il serait aussi intéressant de démontrer la faisabilité d'augmenter le niveau de redondance dans le système d'actionnement en ajoutant plus d'actionneurs par DDL ainsi que de démontrer que le niveau de défaillance des embrayages MR est très faible. En combinant la redondance du système d'actionneur à leur faible niveau de défaillance, il sera possible de développer des bras robotisés pouvant être utilisés dans le domaine de l'aéronautique et de la réadaptation où le niveau de non défaillance est un critères très important.



# LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] Abdallah, M. E., Platt, R. et Wampler, C. W. (2013). Decoupled torque control of tendon-driven fingers with tension management. *The International Journal of Robotics Research*, volume 32, numéro 2, p. 247–258.
- [2] Ahmed, M. R. et Kalaykov, I. (2010). Static and dynamic collision safety for human robot interaction using magneto-rheological fluid based compliant robot manipulator. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*. p. 370–375.
- [3] Albu-Schaffer, A., Eiberger, O., Grebenstein, M., Haddadin, S., Ott, C., Wimbock, T., Wolf, S. et Hirzinger, G. (2008). Soft robotics. *IEEE Robotics and Automation Magazine*, volume 15, numéro 3, p. 20–30.
- [4] Albu-Schaffer, A., Haddadin, S., Ott, C., Stemmer, A., Wimbock, T. et Hirzinger, G. (2007). The DLR lightweight robot : Design and control concepts for robots in human environments. *Industrial Robot*, volume 34, numéro 5, p. 376–85.
- [5] An, J. et Kwon, D.-S. (Sept. 2003). Modeling of a magnetorheological actuator including magnetic hysteresis. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, volume 14, numéro 9, p. 541 – 50.
- [6] Berges, P. et Bowling, A. (2005). Impact forces in legged robot locomotion. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*. p. 3745–3751.
- [7] Bicchi, A., Bavaro, M., Boccadamo, G., Carli, D. D., Filippini, R., Grioli, G., Piccigallo, M., Rosi, A., Schiavi, R., Sen, S. et Tonietti, G. (2008). Physical human-robot interaction : Dependability, safety, and performance. Dans *Proceedings 10th International Workshop on Advanced Motion Control*. p. 9–14.
- [8] Bicchi, A., Peshkin, M. et Colgate, J. E. (2008). Safety for physical human-robot interaction. Dans Siciliano, B. et Khatib, O., *Springer Handbook of Robotics*. Springer Berlin Heidelberg, p. 1335–1348.
- [9] Burgar, C. G., Lum, P. S., Shor, P. C. et der Loos Van (2000). Development of robots for rehabilitation therapy : The Palo Alto VA/Stanford experience. *Journal of Rehabilitation Research and Development*, volume 37, numéro 6, p. 663–673.
- [10] Camarillo, D. B., Milne, C. F., Carlson, C. R., Zinn, M. R. et Salisbury, J. K. (2008). Mechanics modeling of tendon-driven continuum manipulators. *IEEE Transactions on Robotics*, volume 24, p. 1262–1273.
- [11] Dillmann, R., Albiez, J., Gassmann, B., Kerscher, T. et Zollner, M. (2007). Biologically inspired walking machines : Design, control and perception. *Philosophical Transactions of the Royal Society London, Series A (Mathematical, Physical and Engineering Sciences)*, volume 365, numéro 1850, p. 133–51.

- [12] Ebert-Uphoff, I. et Voglewede, P. A. (2004). On the connections between cable-driven robots, parallel manipulators and grasping. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*.
- [13] Erol, O., Gonenc, B., Senkal, D., Alkan, S. et Gurocak, H. (2012). Magnetic induction control with embedded sensor for elimination of hysteresis in magnetorheological brakes. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, volume 23, numéro 4, p. 427–440.
- [14] Fauteux, P., Lauria, M., Heintz, B. et Michaud, F. (2010). Dual-differential rheological actuator for high-performance physical robotic interaction. *IEEE Transactions on Robotics*, volume 26, numéro 4, p. 607–618.
- [15] Featherstone, R. et Orin, D. (2008). Dynamics. Dans Siciliano, B. et Khatib, O., *Springer Handbook of Robotics*. Springer Berlin Heidelberg, p. 43.
- [16] Frisoli, A., Salsedo, F., Bergamasco, M., Rossi, B. et Carboncini, M. C. (2009). A force-feedback exoskeleton for upper-limb rehabilitation in virtual reality. *Applied Bionics and Biomechanics*, volume 6, p. 115–126.
- [17] Gedik, E., Kurt, H., Recebli, Z. et Balan, C. (2012). Two-dimensional CFD simulation of magnetorheological fluid between two fixed parallel plates applied external magnetic field. *Computers and Fluids*, volume 63, p. 128–134.
- [18] Gratzner, F., Steinwender, H. et Kuej, A. (2008). Magnetorheological AWD clutches. *AutoTechnology*, volume 8, numéro 10, p. 32–37.
- [19] Haddadin, S., Albu-Schaffer, A., Frommberger, M. et Hirzinger, G. (2008). The role of the robot mass and velocity in physical human-robot interaction. Part II. Constrained blunt impacts. Dans *The Half-Day Workshop on : Towards Autonomous Agriculture of Tomorrow*. IEEE International Conference on Robotics and Automation, p. 1339–45.
- [20] Jacobsen, S. C., Ko, H., Iversen, E. K. et Davis, C. C. (1989). Antagonistic control of a tendon driven manipulator. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*. p. 1334–9.
- [21] Jantsch, M., Schmalzer, C., Wittmeier, S., Dalamagkidis, K. et Knoll, A. (2011). A scalable joint-space controller for musculoskeletal robots with spherical joints. p. 2211 – 2216.
- [22] Jantsch, M., Schmalzer, C., Wittmeier, S., Dalamagkidis, K. et Knoll, A. (2011). A scalable joint-space controller for musculoskeletal robots with spherical joints. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*. p. 2211.
- [23] Jantsch, M., Wittmeier, S., Dalamagkidis, K. et Knoll, A. (2012). Computed muscle control for an anthropomorphic elbow joint. Dans *Proceedings IEEE/RSJ International Conference on Robotics and Intelligent Systems*. p. 2192–2197.

- [24] Jolly, M. R., Bender, J. W. et Carlson, J. D. (1998). Properties and applications of commercial magnetorheological fluids. Dans *Smart Structures and Materials Damping and Isolation*. p. 262–275.
- [25] Kavlicoglu, N. C., Kavlicoglu, B. M., Liu, Y., Evrensel, C. A., Fuchs, A., Korol, G. et Gordaninejad, F. (2007). Response time and performance of a high-torque magnetorheological fluid limited slip differential clutch. *Smart Materials and Structures*, volume 16, numéro 1, p. 149–59.
- [26] Kennedy, B., Okon, A., Aghazarian, H., Garrett, M., Huntsberger, T., Magnone, L., Robinson, M. et Townsend, J. (2006). *The Lemur II-Class Robots for Inspection and Maintenance of Orbital Structures : A System Description*. Springer Berlin Heidelberg, p. 1069–1076.
- [27] Kobayashi, H. et Ozawa, R. (2003). Adaptive neural network control of tendon-driven mechanisms with elastic tendons. *Automatica*, volume 39, p. 1509–1519.
- [28] Lee, J. (1991). *Tendon-Driven Manipulators : Analysis, Synthesis, and Control*. Thesis, University of Maryland at College Park, 136 p.
- [29] Lee, J.-J. et Tsai, L.-W. (1993). Torque resolver design for tendon-driven manipulators. *Journal of Mechanical Design, Transactions of the ASME*, volume 115, p. 877–883.
- [30] Lens, T., Kirchhoff, J. et von Stryk, O. (2012). Dynamic modeling of elastic tendon actuators with tendon slackening. Dans *Proceedings IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*.
- [31] Liu, B., Li, W., Kosasih, P. et Zhang, X. (2006). Development of an MR-brake-based haptic device. *Smart Materials and Structures*, volume 15, numéro 6, p. 1960 – 1966.
- [32] Lloyd, J. R., Hayesmichel, M. O. et Radcliffe, C. J. (2007). Internal organizational measurement for control of magnetorheological fluid properties. *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME*, volume 129, numéro 4, p. 423 – 428.
- [33] Ma, S., Yoshinada, H., Yamazaki, T. et Hirose, S. (1991). Development of coupled tendon-driven multijoint manipulator. Dans *Proceedings IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems*. p. 725–30.
- [34] Mali, U. et Munih, M. (2006). Hife-haptic interface for finger exercise. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, volume 11, numéro 1, p. 93–102.
- [35] Mao, Y. et Agrawal, S. K. (2011). A cable driven upper arm exoskeleton for upper extremity rehabilitation. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*.
- [36] Mao, Y. et Agrawal, S. K. (2012). Design of a cable-driven arm exoskeleton (carex) for neural rehabilitation. *IEEE Transactions on Robotics*, volume 28.
- [37] Marcheschi, S., Frisoli, A., Avizzano, C. A. et Bergamasco, M. (2005). A method for modeling and control complex tendon transmissions in haptic interfaces. Dans



- Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*. p. 1773–1778.
- [38] Marques, H. G., Jantsch, M., Wittmeier, S., Holland, O., Alessandro, C., Diamond, A., Lungarella, M. et Knight, R. (2010). Ecce1 : The first of a series of anthropomorphic musculoskeletal upper torsos. Dans *Proceedings IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*.
  - [39] Mulero-Martinez, J., Garcia-Cordova, F. et Lopez-Coronado, J. (2006). Position control based on static neural networks of anthropomorphic robotic fingers. Dans *Advances in Neural Networks. Third International Symposium on Neural Networks*. Springer-Verlag, p. 1188–97.
  - [40] Norouzi-Gheidari, N., S., P. A. et Fung, J. (2012). Effects of robot-assisted therapy on stroke rehabilitation in upper limbs : Systematic review and meta-analysis of the literature. *Journal of Rehabilitation Research and Development*, volume 49, numéro 4, p. 479–495.
  - [41] Ogura, Y., Fujii, M., Nishijima, K., Murakami, H. et Sonehara, M. (2012). Applicability of hand-guided robot for assembly-line work. *Journal of Robotics and Mechatronics*, volume 24, numéro 3, p. 547–552.
  - [42] Park, J. et Jong, H. P. (2012). Impedance control of quadruped robot and its impedance characteristic modulation for trotting on irregular terrain. Dans *Proceedings IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*. IEEE, p. 175–80.
  - [43] Pawlus, W. et Karimi, H. R. (2012). Neural network-based models for a vibration suppression system equipped with mr brake. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Intelligent Systems*. p. 330–335.
  - [44] Potkonjak, V., Svetozarevic, B., Jovanovic, K. et Holland, O. (2010). Control of compliant anthropomorphic robot joint. Dans *Proceedings International Conference of Numerical Analysis and Applied Mathematics*. volume 1281. p. 1271–4.
  - [45] Potkonjak, V., Svetozarevic, B., Jovanovic, K. et Holland, O. (2011). The puller-follower control of compliant and noncompliant antagonistic tendon drives in robotic systems. *International Journal of Advanced Robotic Systems*, volume 8, numéro 5, p. 143–155.
  - [46] Potkonjak, V., Svetozarevic, B., Jovanovic, K. et Holland, O. (2011). The puller-follower control of compliant and noncompliant antagonistic tendon drives in robotic systems. *International Journal of Advanced Robotic Systems*, volume 8, p. 143–155.
  - [47] Pratt, G. A., Williamson, M. M., Dillworth, P., Pratt, J. et Wright, A. (1995). Stiffness isn't everything. Dans *Proceedings International Symposium on Experimental Robotics*. Springer-Verlag, p. 253–262.
  - [48] Pratt, J., Krupp, B. et Morse, C. (2002). Series elastic actuators for high fidelity force control. *Industrial Robot*, volume 29, numéro 3, p. 234–241.

- [49] Ruddy, B. P. et Hunter, I. W. (2011). Design and optimization strategies for muscle-like direct-drive linear permanent-magnet motors. *The International Journal of Robotics Research*.
- [50] Salisbury, J. K. et Craig, J. J. (1982). Articulated hands - Force control and kinematic issues. *The International Journal of Robotics Research*, volume 1, p. 4–17.
- [51] Shafer, A. S. et Kermani, M. R. (2011). Design and validation of a magneto-rheological clutch for practical control applications in human-friendly manipulation. Dans *Proceedings IEEE International Conference on Robotics and Automation*.
- [52] Shafer, A. S. et Kermani, M. R. (2011). On the feasibility and suitability of MR fluid clutches in human-friendly manipulators. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, volume 16, numéro 6, p. 1073–82.
- [53] Sheu, J.-B., Liu, T. et Lee, J.-J. (2012). On the fail-safe design of tendon-driven manipulators with redundant tendons. *Journal of Mechanical Science and Technology*, volume 26, numéro 6, p. 1911–1920.
- [54] Shimoga, K. B. (1992). Finger force and touch feedback issues in dexterous telemanipulation. Dans *Proceedings 4th Annual Conference on Intelligent Robotic Systems for Space Exploration*. p. 159–178.
- [55] Sulzer, J. S., Roiz, R. A., Peshkin, M. A. et Patton, J. L. (2009). A highly backdrivable, lightweight knee actuator for investigating gait in stroke. *IEEE Transactions on Robotics*, volume 25, numéro 3, p. 539–548.
- [56] Totten, G. E. et Negri, V. J. D. (2011). *Handbook of Hydraulic Fluid Technology*. CRC Press.
- [57] Veneman, J. F., Kruidhof, R., Hekman, E. E. G., Ekkelenkamp, R., Van Asseldonk, E. H. F. et Van, D. K. (2007). Design and evaluation of the lopes exoskeleton robot for interactive gait rehabilitation. *IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering*, volume 15, numéro 3, p. 379–386.
- [58] Viau, J., Chouinard, P., Lucking-Bigué, J.-P., Juilo, G., Michaud, F., Shimoda, S. et Plante, J.-S. (2015). Projected pid controller for tendon-driven manipulators actuated by magneto-rheological clutches. Dans *to be presented IEEE/RSJ International Conference on Robotics and Intelligent Systems*.
- [59] Walter, R. M. et Carrier, D. R. (2007). Ground forces applied by galloping dogs. *The Journal of Experimental Biology*, volume 210, p. 208–216.
- [60] Wimbock, T., Ott, C., Albu-Schaffer, A., Kugi, A. et Hirzinger, G. (2008). Impedance control for variable stiffness mechanisms with nonlinear joint coupling. Dans *Proceedings IEEE/RSJ International Conference Intelligent Robots and Systems*. p. 3796–803.
- [61] Xian, B., De Queiroz, M., Dawson, D. et Walker, I. (2004). Task-space tracking control of robot manipulators via quaternion feedback. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, volume 20, numéro 1, p. 160 – 167.



- [62] Yokoi, K., Komoriya, K., Tanie, K., Imamura, N., Kawai, T. et Agou, K. (1995). Design and control of a seven degrees of freedom manipulator actuated by a coupled tendon-drive system. *JSME International Journal*, volume 38, numéro 2, p. 267–275.
- [63] Zinn, M., Roth, B., Khatib, O. et Salisbury, J. K. (2004). A new actuation approach for human friendly robot design. *The International Journal of Robotics Research*, volume 23, numéro 4-5, p. 379–98.



